

Modellering av strømtransformatorer og verifikasjon i høystrømlab

Sindre Heimly Brun

Master i energi og miljø

Innlevert: Juni 2012

Hovedveileder: Hans Kristian Høidalen, ELKRAFT

Medveileder: Nicola Chiesa, SINTEF
Ragnar Mangelrød, Statnett

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for elkraftteknikk

Problem description

Modelling of current transformers and verification in the high current lab

Current transformers (CT) are the main transducers for measuring power system response to faults. It is an essential unit for over-current, distance and differential protection. In case of close-in fault with large currents or long duration discharge currents, the CTs may go into saturation and respond with a false signature of the fault leading to possible disoperation of protective relays. The power system transient simulation package PSCAD can be analysed to study response of CTs and an internal processing module is developed by SINTEF.

Tasks:

- Literature review about CT modelling and testing. Study more advanced CT models available in PSCAD taking hysteresis into account. Develop a CT model based on standard electrical components. Compare and verify this model with the SINTEF model.
- Study the effect of increased burden.
- Design a test set-up and procedure (extended lab protocol) for identification of CT model parameters, possibly with adjusted burden.
- Test the 5P30 transformer in the lab with rated current, short-circuit current with saturation effects.
- Compare the performance in the lab with the existing lab protocol and with simulations in PSCAD and possibly adjust the model. Test the response of the CT model in PSCAD in typical situations resulting in saturation.

The project is performed in cooperation with Statnett and SINTEF.

Contact persons: Hans Kristian Høidalen, NTNU, Ragnar Mangelrød, Statnett, and Nicola Chiesa, SINTEF.

Forord

Oppgaven er gitt av Statnett AS og SINTEF Energi AS, og omhandler modellering av metning i strømtransformatorer i PSCAD. En Artech CTI-420 strømtransformator fra Statnett har vært til disposisjon under hele oppgaven. Det har blitt kjørt en rekke tester på denne, og resultatene har blitt sammenlignet med simuleringer. Noe av det mest utfordrende i oppgaven har vært tilgang på riktig måleutstyr, med tilstrekkelig nøyaktighet, i et bredt spekter av strømmer (fra 10 mA til 90 kA). Testobjektet viste seg å være svært nøyaktig, og det har vært vanskelig å finne måleutstyr med bedre nøyaktighet. Mange ulike former for tester stilte krav til utstyrsmengden, og det har gått med mye tid til å finne utstyr med de riktige spesifikasjonene. Videre har dette vært en interessant oppgave, og jeg ønsker å takke mine veiledere professor Hans Kristian Høidalen, forsker Nicola Chiesa og senior ingeniør Ragnar Mangelrød for god veiledning og et lærerikt halvår.

Sindre Heimly Brun

Dato: 18.06.2012

Abstract

The report is the result of a study regarding saturation in protective current transformers. The understanding of saturation in CTs can be helpful to increase the reliability of the power system. An Artech CTI-420 was provided by Statnett. It has been tested during saturation, and in normal operation in the high current lab. Currents and burdens of different magnitude have been applied to provoke saturation. Current and voltage waveforms from laboratory tests have been compared with the SINTEF current transformer model in PSCAD.

There has been done a number of measurements to obtain the magnetization characteristic, core losses and the DC-winding resistance. The short circuit impedance has been found difficult to measure, but a method for this has been described. The effect of implementing the different parameters in the SINTEF-model has been investigated. The result shows that the open circuit resistance has little influence on the waveforms, or the composite error compared to the magnetization characteristic. Because of the low values of flux in the test report, compared to those who occurred during real operation faults, the SINTEF-model has to extrapolate the magnetization characteristic. This extrapolation is found to be of poor accuracy when high values of flux are induced in the core.

A module based simulation model in PSCAD has been developed and compared with the SINTEF model. The component “saturable reactor” was used to model the magnetization current. This component was proven to be cumbersome to represent the magnetization characteristic in a satisfying way.

Sammendrag

Rapporten omhandler magnetisk metning i beskyttende strømtransformatorer. Forståelsen av metning er viktig for å øke driftssikkerheten i kraftsystemet. En Artech CTI-420 strømtransformator ble stilt til disposisjon under oppgaven av Statnett. Denne ble testet under normal drift og under metning i høystrømlabben. Forskjellige byrder og strømstyrker ble påtrykket primærsiden for å fremprovosere metning. Responser til strømtransformatoren ble lagret med et oscilloskop, og sammenlignet med simuleringer fra SINTEFs strømtransformatormodell i PSCAD. Det ble også utført tester for å måle magnetiseringskarakteristikk, kjernetap, kortslutningsimpedans og DC-motstanden i viklingen. Kortslutningsimpedansen viste seg å være vanskelig å måle, men en metode for å gjøre dette har blitt foreslått. Effekten av de forskjellige parameterne ble studert i strømtransformatormodellen fra SINTEF. Resultatet viser at kortslutningsimpedansen har liten betydning for responsen og kan neglisjeres. Feil i magnetiseringskarakteristikken ble påvist å være en større kilde til avvik mellom simulert respons og målt respons i høystrømlab. På grunn av de lave verdiene for fluks i testrapporten, sammenlignet med de som oppstår under en kortslutning i nettet, må modellen ekstrapolere magnetiseringskarakteristikken for å finne magnetiseringsstrømmen under en kortslutning. Denne ekstrapoleringen blir lite nøyaktig når store verdier av fluks induseres i kjernen. En modulbasert modell i PSCAD ble utviklet og sammenlignet med SINTEFs modell. Komponenten saturable reactor ble brukt for å modellere magnetiseringsstrømmen. Denne komponenten viste seg å være tungvindt i bruk, og uegnet for å representere magnetiseringskarakteristikken på en tilfredsstillende måte.

Innhold

1	Innledning	1
2	Teori	2
2.1	Strømtransformatorens virkemåte	2
2.2	Terminologi	5
2.3	Magnetisme, hysteresekurver	11
2.4	Magnetiseringskarakteristikk	13
2.5	Avanserte strømtransformatormodeller	13
2.5.1	J. C. Jiles og D. L. Atherton	14
2.5.2	J. R. Lucas	18
2.6	Tomgangstest av transformator	22
2.7	Kortslutningstest av transformator	23
3	Metode	24
3.1	Prøveobjekt	25
3.2	Strømtransformatorparametere	27
3.2.1	Likestrømsmåling av viklingsresistanser	27
3.2.2	Magnetiseringskurver	28
3.2.3	Jerntap og tomgangsmotstand	29
3.2.4	Kortslutningsimpedans	31
3.3	Kortslutningstest	32
3.4	Stasjonær drift	37
3.5	Simulering i PSCAD	38
3.5.1	Fortranbasert modell utviklet av SINTEF (FM)	38
3.5.2	Modulbasert modell (MM)	38
4	Måleresultater	40
4.1	Strømtransformatorparametere	40
4.1.1	Likestrømsmåling av viklingsresistanser	40
4.1.2	Magnetiseringskurve	41
4.1.3	Jerntap og tomgangsmotstand	43
4.1.4	Kortslutningsimpedans	44
4.2	Kortslutningstest	51
4.3	Stasjonær drift	55

5	Simuleringsresultater	59
5.1	Kurvtilpasning av magnetiseringskarakteristikken	59
5.2	Verifisering av målt magnetiseringskarakteristikk og viklingsresistans	61
5.3	Verifisering av målt kortslutningsimpedans	62
5.4	Verifisering av FM	63
5.4.1	Prosedyre for utvidelse av magnetiseringskarakteristikken	67
5.5	Jerntapets innvirkning	71
6	Konklusjon	72
7	Feilkilder	75
8	Videre arbeid	79
9	Vedlegg	80
9.1	Stasjonær drift	80
9.2	Kortslutningstest	81
9.3	Datablad Artech CTI-420	83
9.4	Prosentvis spenningsfall over viklingsresistanser	84
9.5	Testprotokoll Artech CTI-420	85
9.6	Matlabkode for behandling av forsøksdata	105
9.6.1	Magnetiseringskarakteristikk	105
9.6.2	Jerntap og tomgangstap	109
9.6.3	Kortslutningsimpedans	111
9.6.4	Kortslutningstest	114
9.6.5	Varierende strøm, byrde = 135 Ω	118
9.6.6	Fast strøm = 1500 A, varierende stor byrde	122
9.6.7	Stasjonær drift. Nøyaktighetstest	126

1 Innledning

Strømtransformatoren er et høyst nødvendig komponent for alle typer vern i kraftnettet med unntak av rene overspenningsvern. Forståelse for denne komponenten er derfor essensielt for driftssikkerheten i kraftnettet. Etersom datasimulering har blitt et vanlig verktøy for feilanalyse, er det et behov for gode strømtransformatormodeller. Siden produsentene er forsiktige med å oppgi informasjon om sine produkter, er det vanskelig å få tak i parametre som behøves i avanserte strømtransformatormodeller som Jiels-Atherton [1] eller Lucas [2]. Derfor benytter Statnett en forenklet modell som er utviklet av SINTEF Energi. Nøyaktigheten i denne har ikke vært testet, og det vil være interessant å sammenligne denne med praktiske forsøk i høystrømslaboratorium. Strømtransformatoren som skal simuleres, er en Artech CTI-420, med nøyaktighetsklasse 5P30 på vernkjernene. For å sikre riktig data i modellen vil det bli gjort tester for å finne viklingsresistanser og magnetiseringskurver for strømtransformatoren. Modellen er programmert i Fortran og har signalbasert input i PSCAD. Det skal lages en modulbasert modell i PSCAD som tar inn elektriske signaler direkte og dermed blir mer fleksibel. I denne modellen skal kortslutningsimpedans og tomgangsresistans implementeres for å undersøke innvirkningen av disse.

De fysiske testene som skal utføres er:

- Likestrømsmåling av viklingsresistanser
- Etterprøving av magnetiseringskurver
- Måling av tomgangsimpedans
- Måling av kortslutningsimpedans
- Kortslutningstest
- Stasjonær drift med høy og lav byrde

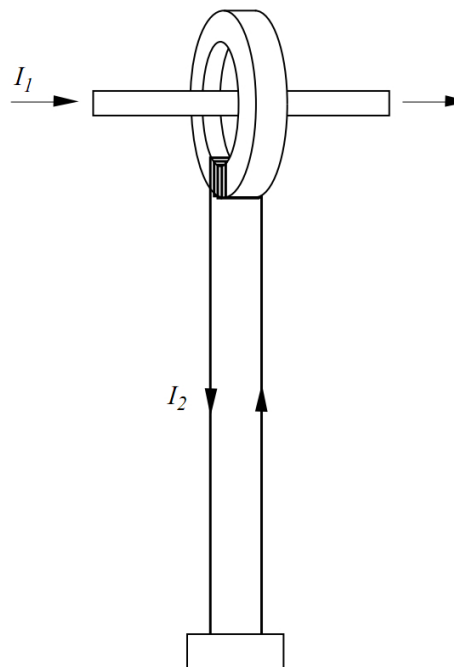
2 Teori

2.1 Strømtransformatorens virkemåte

En strømtransformator er kort fortalt et komponent som har til oppgave å transformere en høy strøm til en mer håndterlig, lavere verdi. Strømtransformatorer har mange likheter med en vanlig transformator kjent fra kraftnettet. Den består hovedsakelig av en primærvikling, en sekundærvikling og en jernkjerne. Men i motsetning til en krafttransformator er den ikke designet for å overføre store effekter, men skal derimot være tilnærmet kortsluttet på sekundærsiden under normal drift.

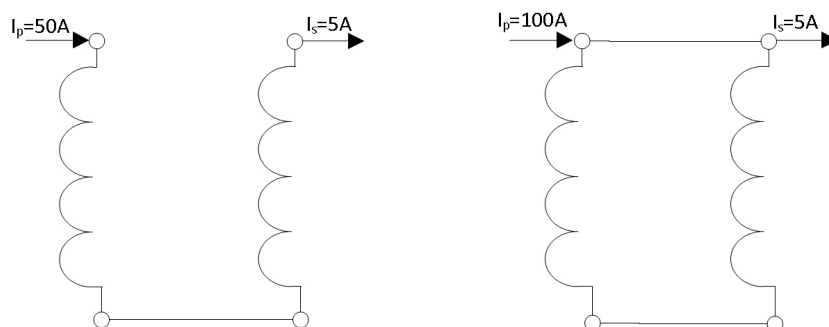
Strømtransformatorer plasseres i serie med kraftnettet og primærstrømmen I_p måles ved at den ledes gjennom en laminert jernkjerne som vist i figur 1. Dette setter opp et varierende magnetfelt i kjernen og det induseres en strøm i sekundærviklingene. Siden sekundærsiden ideelt sett er kortsluttet, vil en strøm I_s være gitt av likning (1). Viklingsforholdet kan typisk være 3000:5, 1500:5, 1000:5 eller 500:5, men kan også ha andre forhold.

$$I_1 \cdot N_1 = I_2 \cdot N_2 \quad (1)$$



Figur 1: Prinsipiell skisse av strømtransformator [3].

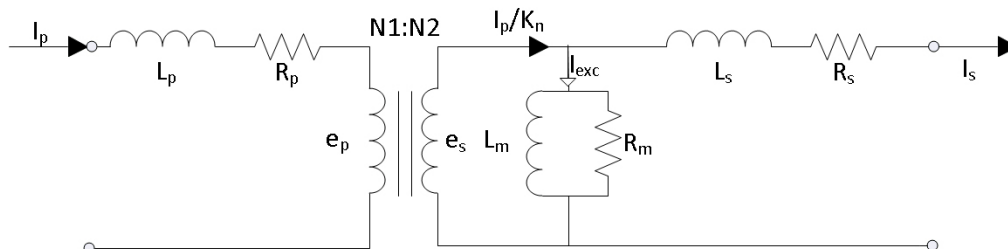
På store strømtransformatorer har ofte primærsiden to vindinger som kan kobles i serie eller i parallell alt etter hvilket viklingsforhold en ønsker. Dette er illustrert i figur 2.



Figur 2: To innstillinger på primærviklingen. Dette kobles ofte manuelt på toppen av strømtransformatoren [4].

Sekundærsiden har ofte flere kjerner og dermed flere uttak. På større strømtransformatorer kan en for eksempel ha tre uttak for vern og ett for avregning.

På samme måte som i en krafttransformator vil viklingene, kjernene og sekundærlederne i en strømtransformator kunne representeres som resistanser og induktanser som i den tradisjonelle krafttransformatormodellen som vist i figur 3.



Figur 3: Den grunnleggende transformatormodellen gjelder også for strømtransformatorer

En forklaring på symbolene i figuren er gitt under:

I_p er primærstrømmen

I_{exc} er magnetiseringsstrømmen

I_s er sekundærstrømmen

\mathbf{R}_p er resistans i primærviklingen
 \mathbf{L}_p er induktans i primærviklingen
 \mathbf{L}_m er magnetiseringsimpedansen
 \mathbf{R}_m representerer tap i jernkjernen (magnetiseringstap)
 \mathbf{e}_p er vikingsspenningen på primærsiden
 \mathbf{e}_s er induert spenning i sekundærviklingen
 \mathbf{L}_s er sekundærviklingens induktans
 \mathbf{R}_s er resistans i sekundærviklingen
 \mathbf{K}_n er strømtransformatorens forholdstall

På grunn av at primærviklingen i en strømtransformator som regel bare består av en eller to viklinger, blir R_p og L_p så liten at de i praksis ikke gir noe spenningsfall[5]. De kan derfor neglisjeres fra modellen [3].

2.2 Terminologi

For å forstå innholdet i rapporten er det viktig å forstå terminologien som benyttes. Derfor følger her en forklaring på begreper som er benyttet.

Magnetisk fluksforslyngning

Fluksforslyngningen defineres etter likning (2).

$$\lambda = \int v \cdot dt \quad (2)$$

For en induktans er fluksforslyngningen som måles i Weber-turns [Wb-t], lik den totale magnetiske fluksen gjennom spolen. Dette gjør at fluks og fluksforslyngning ofte forveksles i forbindelse med induktanser. Fluksforslyngningen kan da skrives som $\lambda = NBA$ der N er antall vindinger, B er gjennomsnittlig flukstetthet og A er arealet av spolen [6].

Kalibrert RMS

Kalibrert RMS er den størrelsen som fluksens toppverdi baserer seg på. Kalibrert RMS beregnes ved at det likerettede gjennomsnittet av spenningen multipliseres med konstanten $\frac{\pi}{2\sqrt{2}}$. Ved en ren sinusspenning er $U_{kalibrert} = U_{RMS}$. Grunnen til at kalibrert RMS brukes for å beregne flukstoppen, er at det er en direkte sammenheng mellom gjennomsnittet av en spenning og fluksforslyngningen. Dette er vist i likning (3) til (11).

Definisjonen av gjennomsnittspenning U_{avg} er [6]:

$$U_{avg} = \frac{1}{T} \int_0^T |v(\omega t)| \cdot dt \quad (3)$$

Ved å anta en symmetrisk sinusspenning lik $\sqrt{2} \cdot U_{RMS} \cdot \sin(\omega t)$ kan en skrive

$$U_{avg} = \frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} v(\omega t) \cdot dt \quad (4)$$

$$U_{avg} = \frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} \sqrt{2} \cdot U_{RMS} \cdot \sin(\omega t) \cdot dt \quad (5)$$

$$U_{avg} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot U_{RMS}}{T\omega} [-\cos(\omega t)]_0^{\frac{T}{2}} \quad (6)$$

$$U_{avg} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot U_{RMS}}{\pi} \quad (7)$$

$$U_{RMS} = U_{avg} \cdot \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} \quad (8)$$

Dette er grunnen til å $U_{kalibrert}$ beregnes som:

$$U_{kalibrert} = U_{avg} \cdot \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} \quad (9)$$

Sammenhengen mellom $U_{kalibrert}$ og fluksforslyngning kan utledes fra definisjonen av fluksforslyngning.

$$v = \frac{d\lambda}{dt} \quad (10)$$

Når likning (10) løses for λ blir resultatet integralet av spenningen pluss en konstant.

$$\lambda(t) = \int_0^t v(\omega t) \cdot dt + C \quad (11)$$

Integralet i likning (11) kjenner en igjen fra likning (4) og det er dermed en direkte sammenheng mellom $U_{kalibrert}$ og $\lambda(t)$. Det samme kan ikke sies for U_{RMS} da denne beregnes som $\sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T (v(\omega t))^2}$ og dermed ikke har noen direkte kobling til fluksforslyngningen.

Magnetisk fluks

Fluks er et uttrykk for det magnetiske feltet. Toppverdien av fluksen i kjernen benyttes for å generere magnetiseringskurven og finnes ut fra likning (12) [7].

$$\Phi = \frac{U_{kalibrert} \cdot \sqrt{2}}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (12)$$

Remanent fluks Ψ_r

Verdien av den fluks som er igjen i kjernen 3 minutter etter at en strøm stor nok til å indusere metningsfluks Ψ_s har blitt brutt.

Tomgangsstrøm I_{exc} og feilstrøm i_ϵ

I_{exc} er strømmen som går med til tap i kjernen og magnetisering av kjernen under drift. Denne defineres i likning (13).

$$I_{exc} = I_m + I_c \quad (13)$$

I_m representerer magnetiseringsstrømmen og I_c representerer tapene i kjernen. I en strømtransformator kalles denne strømmen også feilstrøm i_ϵ fordi den beskriver momentanverdi av differansen mellom primærstrøm og sekundærstrøm referert primærsiden [7]. Feilstrømmen/tomgangsstrømmen kan dermed også skrives slik:

$$i_\epsilon = K_n \cdot I_s - I_p \quad (14)$$

K_n er viklingsforholdet

I_s er momentanverdi av sekundærstrøm

I_p er momentanverdi av primærstrøm

ALF

Accuracy limit factor. ALF beskriver hvor mange ganger nominell strøm en strømtransformator kan tåle før unøyaktigheten blir høyere enn en spesifisert verdi. I en strømtransformator med nøyaktighetsklasse 5P30 er ALF-tallet 30. Dette sier at ved 30 ganger merkestrøm vil strømtransformatoren gi en feil mindre enn 5%.

Metningsfluks, metningsgrad og knepunkt

Metningsfluksen Ψ_s representerer toppverdien av fluks som finnes i kjernen i overgangen fra umettet til mettet tilstand. Dette punktet, som også omtales som knepunktet, er på B-H karakteristikken der en 10 % økning av B gjør at H øker med 50 %. Metningsgraden til kjernen ved et gitt tidspunkt er forholdet mellom fluksen i kjernen Ψ , og metningsfluksen Ψ_s .

Composite error

Forskjellen mellom RMS-verdien av 1 og 2 under stasjonær drift.

1. Momentanverdien av primærstrømmen
2. Momentanverdien av den faktiske sekundærstrømmen multiplisert med forholdstallet til strømtransformatoren. Retningen til primær- og sekundærstrøm i henhold til terminalmerkingen.

Denne feilen uttrykkes vanligvis i prosent av primærstrømmens RMS-verdi:

$$\epsilon_c = \frac{100}{I_p} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T (K_n i_s - i_p)^2 dt} \quad (15)$$

K_n er viklingsforholdet til transformatoren

I_p er RMS-verdien av primærstrømmen

i_p er momentanverdien av primærstrømmen

i_s er momentanverdien av sekundærstrømmen

T er periodetiden.

Det viktigste bruksområdet for composite error er i tilfeller hvor vektorrepresentasjon av strømmene ikke kan brukes. Dette er ofte tilfelle når ulineære omstendigheter introduserer høyere ordens harmoniske i I_{exc} og I_s . Dette er grunnen til at composite error er definert som i likning (15) og ikke som vektorsummen av feilstrøm og faseforskyvning. Composite error tar dermed hensyn til at strømtransformatorer ikke er ideelle komponenter. Den numeriske verdien av composite error vil aldri være mindre enn vektorsummen av feilstrømmen og faseforskyvningen. Dette kan sees av figur 4. Derfor vil den alltid indikere høyest mulig verdi av feilstrøm og faseforskyvning [8].

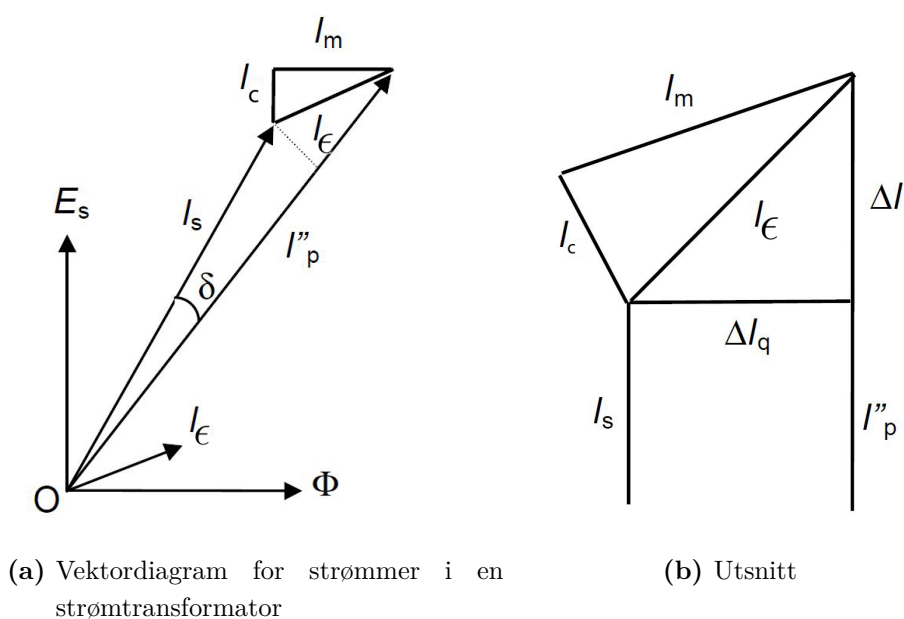
Byrde og nominell byrde

Impedansen som tilkobles sekundærsiden kalles byrde og måles i Ω . Nominell byrde er den verdien av byrde som nøyaktighetskravet baserer seg på. Nominell byrde kan vinnes ut fra den tilsynelatende effekten i voltampere som trekkes av sekundærkretsen ved nominell strøm.

$$Z_b = \frac{S}{I_s^2} \quad (16)$$

Faseforskyvning

Faseforskyvningen beskriver faseforskjellen mellom primær- og sekundærstrøm og oppgis vanligvis i centiradianer. Når strømtransformatoren ikke er i metning, vil denne vinkelen være veldig liten og kan derfor være vanskelig å måle. Når primær og sekundærstrøm er sinusformet, kan vektordiagrammet i figur 4 brukes til å illustrere faseforskjellen δ . Siden faseforskyvningen er svært liten, kan I_s og I_p antas å være parallelle. Siden $\sin \delta \approx \delta$ for små δ , representeres faseforskyvningen som ΔI_q [8].



Figur 4: Vektordiagram av strømmene i strømtransformatoren

I_s = Sekundærstrøm

I_p'' = Primærstrøm ref. sekundærsiden

I_m = Magnetiseringsstrøm

I_c = Jerntapsstrøm

I_e = Feilstrøm/tomgangsstrøm fra likning (13)

ΔI_q = Faseforskyvningen δ

Nøyaktighetsklasse

Angir nøyaktigheten til strømtransformatoren. Standard nøyaktighetsklasser for beskyttende strømtransformatorer er klasse 5P og 10P.

Tabell 1: Krav til feil for beskyttende strømtransformatorer ved nominell primærstrøm [7].

Klasse	Feilstrøm i % av primærstrøm	Faseforskyvning	Composite error
5P	± 1	1,8 centirad	5 %
10P	± 3	1,8 centirad	10 %

2.3 Magnetisme, hysteresekurver

Et magnetfelt beskrives vanligvis med den magnetiske flukstettheten B . Sammenhengen mellom den magnetiske feltstyrken H og flukstettheten B i et gitt materiale er gitt av likning (17).

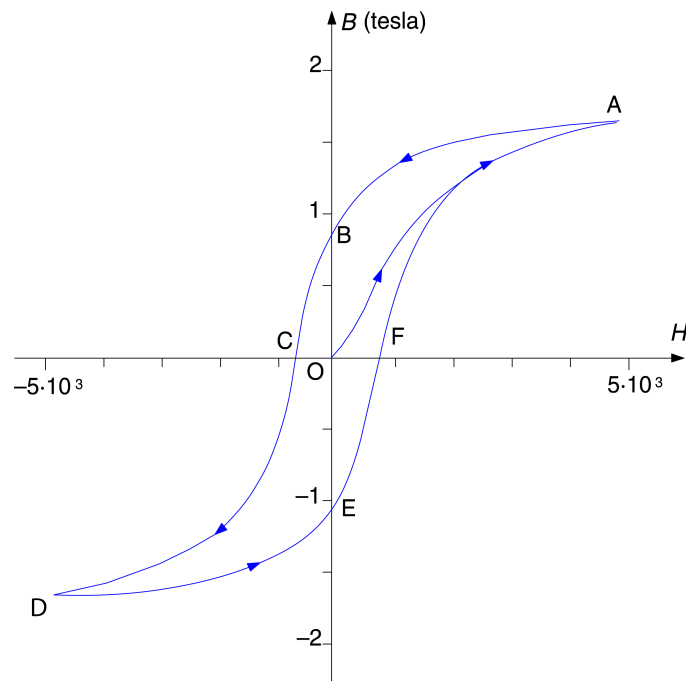
$$B = \mu_r \mu_0 H \quad (17)$$

Der μ_0 er permeabiliteten for tomt rom og $\mu_r = \frac{\mu}{\mu_0} = \kappa + 1$ er den relative permeabiliteten til materialet. Videre er magnetiseringen M gitt av likning (18).

$$M = \kappa H \quad (18)$$

κ kalles stoffets magnetiske susceptibilitet. Magnetiseringen skyldes elektronbevegelsen i stoffet og oppstår som regel fordi elektronene påvirkes av et eksternt felt. I magnetiserbare materialer virker elektronenes magnetfelt sammen på en slik måte at magnetiseringen blir veldig stor. Disse stoffene kalles ferromagnetiske og har små områder kalt domener. Disse domenene er hele tiden sterkt magnetiserte og har dermed en magnetisk retning. Domenene er i utgangspunktet tilfeldig orientert, men vil forsøke å innrette seg i samme retning hvis et eksternt magnetisk felt blir påtrykt. Hvis det eksterne feltet er av en slik styrke at det dreier alle domenene i samme retning, kalles det at materialet går i magnetisk metning. Når det eksterne feltet opphører, vil domenene i et magnetisk bløt materiale etter en stund gå tilbake til tilfeldig retning.

De magnetiske egenskapene til et materiale blir ofte illustrert i et B-H diagram som en hysteresesløyfe. Hysteresesløyfen beskriver hvordan flukstettheten i materialet endres når et ytre felt påtrykkes. Arealet inne i hysteresekurven representerer hysteresetapet som blir til varme i jernet. I en transformatormodell kalles summen av virvelstrømstap og hysteresetap for jerntap og modelleres vanligvis med en lineær resistans i parallell med magnetiseringsinduktansen [9]. Da jerntapet egentlig er ulineært, blir ikke dette helt riktig. For å modellere jerntapet nøyaktig kan en benytte seg av mer avanserte strømtransformatormodeller som de beskrevet i avsnitt 2.5.



Figur 5: Figuren illustrerer et umagnetisert ferromagnetisk materiale som for eksempel jern. Hvis en gradvis påtrykker et positivt magnetfelt, vil tilstanden til jernet bevege opp langs kurven O-A. Når magnetfeltet fjernes, vil flukstettheten i jernet synke langs kurven B-C og resultere i en remanent flukstetthet i jernet. Når et magnetfelt med negativ retning påtrykkes, vil flukstettheten synke langs kurven B-C-D og videre D-E når feltet tas bort. Jernet returnerer altså ikke tilbake til sin opprinnelige tilstand. Lengde O-B gir dermed et mål på remanent fluks mens O-F gir et mål på koersitivkraften [9].

2.4 Magnetiseringskarakteristikk

Magnetiseringskarakteristikken beskriver den ulineære karakteristikken til en induktans. Denne måles vanligvis som en gruppe spenninger og strømmer påtrykket induktansen. Dette resulterer i en V-I karakteristik og må konverteres til $\Phi - I$ eller $\lambda - I$ for bruk i PSCAD. Den tradisjonelle målemetoden er at denne blir regnet ut fra formel (12). En alternativ metode (nullgjennomgangsmetoden) som først ble foreslått i [10], tar hensyn til at spenningskilden som brukes, ikke alltid er stiv nok under høy metning. Dette gir en for høy verdi av fluks. Derfor kan $\lambda(t)$ finnes ved integrasjon av spenningen og en kan hente ut verdier for fluks og strøm i spennings nullgjennomgang. Dette er ansett for å gi et mer nøyaktig resultat.

2.5 Avanserte strømtransformatormodeller

I studier av strømtransformatorrespons er tilgang på parametre en stor utfordring. Avanserte transformatormodeller trenger detaljert informasjon om kjernen for å beskrive kjernens oppførsel. Dette er informasjon som produsentene ikke oppgir, og en må derfor klare seg med enklere modeller. Modellen utviklet av SINTEF Energi [11] og [12], er svært enkel. Magnetiseringsgrenen består kun av en ulinær induktans og tar dermed kun hensyn til magnetiseringsstrømmen I_m . Hysterese-, virvelstrømstap I_c er dermed neglisjert fra SINTEFs modell. PSCAD versjon X4 tilbyr to innebygde mer avanserte strømtransformatormodeller:

- Jiles-Atherton som er utviklet av J. C. Jiles og D. L. Atherton [1].
- Lucas som er utviklet av J. R. Lucas [2].

2.5.1 J. C. Jiles og D. L. Atherton

Teorien utviklet av Jiles og Athertons er basert på tidligere fysiske teorier om domener i ferromagnetiske materialer [13]. Jiles og Atherton gir en modell for hysteresese ved å beskrive forholdet mellom magnetisering M og magnetisk feltstyrke H , i stedet for det mer kjente forholdet mellom B - H . Konverteringen fra B til M gjøres ved hjelp av likning (19)

$$B = \mu_0(H + M) \quad (19)$$

Problemene med tidligere hysteresemodeller har kunnet settes i to kategorier:

- Komplekse matematiske uttrykk som beskriver hysteresese med varierende nøyaktighet. Disse komplekse uttrykkene har ofte hatt lite eller ingen teoretisk bakgrunn [13].
- Enkle funksjoner med god teoretisk dekning, men ute av stand til å beskrive materialer med god nok nøyaktighet [13].

Hysteresekurve

Jiles og Atherton beskrev en hysteresemodell som genererer en sigmoideformet hystereseløkke ut fra elastisiteten i domeneveggene som representerer et tap som kan sammenlignes med friksjon. Parametrene som modellen tar inn, omhandler fysiske størrelser på kjernen og de magnetiske egenskapene som vanligvis finnes i datablad for magnetiske kjerner [14]. Modellen består av to deler.

1. Første del er den hysteresefri kurven (anhysteretic) $M_{an}(H)$. Denne beskriver det magnetiske materialets kobling til et eksternt felt H når materialet er i termodynamisk likevekt. Denne er vist i ligning (20), (21) og (22).

$$M_{an} = M_s f(H_e) \quad (20)$$

$$H_e = H + \alpha M \quad (21)$$

$$f(x) = \coth(x) - \frac{1}{x} \quad (22)$$

H_e er her det faktiske feltet som oppleves av domenet og H er feltet som påtrykkes. α er en parameter som beskriver koblingen mellom

domenene (intern domenekobling) og M_s er magnetiseringen ved metning. Jiles-Atherton brukte en modifisert Langevin funksjon for å lage den sigmoideformede kurven som representerer sammenhengen mellom M og H [15].

2. Den andre delen av modellen beskriver hysteresen. Magnetisk hystereser er forårsaket av strukturelle urenheter materialet. Hysteresen er knyttet til magnetiseringen av materialet som er definert som summen av irreversibel og reversibel magnetisering.

$$M = M_{irr} + M_{rev} \quad (23)$$

Irreversibel magnetisering kommer av at domenene klemmes fast på grunn av diskontinuiteter og urenheter i materialet. Den reversible magnetiseringen er forbundet med at domeneveggene deformeres på en elastisk måte. Ut fra dette kunne Jiles og Atherton beskrive hysteresen ved denne differensiallikningen:

$$\frac{dM}{dH} = \frac{c \frac{dM_{an}}{dH_e} + \frac{M_{an} - M}{\mu_0 \frac{\delta k - \alpha(M_{an} - M)}{1 - c}}}{1 - \alpha c \frac{dM_{an}}{dM_e}} \quad (24)$$

- α representerer intern domenekobling
- c representerer “reversible wall motion and translation”
- k representerer hysteresetap og mengden “pinning”

δ_k har verdien 1 eller -1 etter fortegnet på $\frac{dH}{dt}$. Hvis $(M_{an} - M)\delta$ er negativt blir likning (24) redusert til likning (25) [16].

$$\frac{dM}{dH} = \frac{c \frac{dM_{an}}{dH_e}}{1 - \alpha c \frac{dM_{an}}{dH_e}} \quad (25)$$

Modell

I PSCAD er det numeriske problemet som skal løses å finne endringen i sekundærstrøm gitt en endring i primærstrøm. Til dette kan Amperes lov på kjernen benyttes.

$$\Delta H = \frac{N_p}{l} \Delta I_p - \frac{N_s}{l} \Delta I_s \quad (26)$$

Her er N_p og N_s antall vindinger på henholdsvis primærsiden og sekundærsiden. Distansen fluksen går i jernet betegnes som l og ΔH er

endring av magnetisk feltstyrke. Ved å sette opp kirchhoffs spenningslov på sekundærkretsen i figur 6, fremkommer likning (27).



Figur 6: Sekundærkrets

$$\begin{aligned} \epsilon &= \epsilon_{resistiv} + \epsilon_{induktiv} \\ N \frac{\Delta \phi}{\Delta t} &= R_s \left(I_s^{old} + \frac{\Delta I_s}{2} \right) + L_s \frac{\Delta I_s}{\Delta t} \\ \frac{N_s A}{\Delta t} \Delta B &= R_s \left(I_s^{old} + \frac{\Delta I_s}{2} \right) + \frac{L_s}{\Delta t} \Delta I_s \end{aligned} \quad (27)$$

Her er L_s summen av lekkinduktans og induktans i byrden. I_s^{old} er sekundærstrømmen under forrige tidsintervall. Sammenhengen mellom B, H og M er her gitt av likning (28).

$$\Delta B = \mu_0 (\Delta H + \Delta M) \quad (28)$$

Til sammen danner likning (24) - (28) et sett av fire likninger som løses for de fire ukjente ΔI_s , ΔH , ΔB og ΔM for hvert tidsintervall [15]. For at modellen skal gi resultater som er så nært virkeligheten som mulig, er det viktig at B-H karakteristikken som modellen bruker, er så lik virkeligheten som mulig. Et av de største problemene med denne modellen er den dårlige koblingen mellom parametre i modellen og dataene som finnes i datablad for magnetisk materiale [14].

I PSCAD gir Jiles - Atherton mulighet for å legge inn følgende parametre:

- Antall primærvindinger
- Antall sekundærvindinger
- Impedans i sekundærkrets [Ω og H]
- Kjernens areal [m^2]
- Kjernens lengde [m]

- Frekvens [Hz]
- Initialverdi for flukstetthet [T]
- Initialverdi for strøm i magnetiseringsgrenen [A]
- Bøyningsparameter for domenet (“flexing parameter”)
- Domene “pinning parameter” [T]
- Parameter for å justere K med M
- Parameter for å beskrive intern domenekobling. Denne inngår som α i likning (21).
- Verdi for hysteresefri metning. Denne inngår i som M_s i likning (20) [A/m]
- Fire koeffisienter som beskriver den hysteresefri kurven.

Ved modellering av beskyttende strømtransformatorer i kraftnettet er som regel detaljerte parametre om kjernen utilgjengelig, noe som vanskeliggjør bruk av Jiles-Atherton-modellen.

2.5.2 J. R. Lucas

Strømtransformatormodellen “Lucas”, i PSCAD, tar utgangspunkt i Rohan Lucas representasjon av magnetiseringskurven som en ulineær serie av eksponentialfunksjoner [17]. Denne teorien er så videreutviklet i [2] og implementert i PSCAD. En av fordelene med Lucas-modellen er at hysteresekurven ikke tenger oppgis på forhånd, men genereres automatisk. Modellen beskrives magnetiseringsgrenen med en ulineær induktans og en ulineær resistans som vist i figur 7. Strømmene i denne grenen består av to komponenter: Magnetiseringsstrømmen i_m , og hysteresestrømmen i_c . I_m beskrives som en serie av eksponentialfunksjoner der eksponentene finnes fra magnetiseringskarakteristikken. Et av problemene med tidligere transformatormodeller har vært mangel på et enkelt uttrykk for å beskrive magnetiseringskarakteristikken, da denne burde være slik at den gir en glatt variasjon av permeabilitetstilveks for å sikre stabilitet i simuleringsprogrammene [17]. Permeabilitetsvekst defineres ut fra likning (29).

$$\Delta B = \mu_{\Delta} \Delta H \quad (29)$$

Beskrivelse av magnetiseringskurve

Lucas’ modell beskriver B-H kurven ved hjelp av et enkelt uttrykk og velger parametre for å sikre en glatt permeabilitetstilvekst for alle feltstyrker. Et alternativ for å beskrive magnetiseringskurven, er å gjøre en lineær interpolasjon mellom punktene på magnetiseringskurven. Dette er ifølge Lucas en tungvindt metode som også kan føre til ustabilitet i simuleringsprogrammer da permeabilitetstilveksten bare blir delvis kontinuerlig [17]. Studier av magnetiseringskurven for transformatorstål viser at permeabilitetstilveksten er lav, for små verdier av H. Lucas beskriver derfor forholdet H som en funksjon av B med en eksponent mindre enn 1.

$$H = k_1 B^{n_1} \quad (30)$$

Der $n_1 < 1$ og $k_1 > 0$. Videre vil permeabilitetstilveksten øke til den når et maksimum og deretter minke sakte til den når permeabilitet for tomt rom. Den høye flukstettheten gjør at det magnetiske feltet må være mye sterkere enn hva likning (30) indikerer. Et nytt forhold gitt av likning (31) blir introdusert.

$$H = k_2 B^{n_2} \quad (31)$$

På grunn av at $n_2 > 1$ og $k_2 < k_1$, vil $k_1 B^{n_1}$ være dominerende i første fase mens $k_2 B^{n_2}$ vil dominere i den siste fasen. Dette gjør at begge fasene kan representeres med følgende uttrykk:

$$H = k_1 B^{n_1} + k_2 B^{n_2} \quad (32)$$

Lucas viste at et enkelt uttrykk kan tilpasses forskjellige kurver ved å øke antall faktorer i likning (32). Magnetiseringskurven uttrykkes dermed ved en eksponentiell rekke:

$$H = \sum k_i B^{n_i} \quad (33)$$

Denne likningen kan også uttrykkes ut fra fluksforslyngningen λ og magnetiseringsstrømmen ved en tid $t = n\Delta T$:

$$i_{m,n} = \sum k_i \lambda^{\alpha_i} \quad (34)$$

Koeffisienten k_i velges positiv for alle i for å sikre at H og $\mu_r = \frac{dB}{dH}$ varierer glatt uten svingninger. α_i beskriver ankelpartiet på B-H karakteristikken. Om dette området ikke er av interesse kan den settes til 1.

Bestemmelse av koeffisienter k_i og n_i

Siden magnetiseringskarakteristikken for det første området kan representeres av den første faktoren i likning 33 alene, kan en i dette område skrive:

$$\ln H = n_1 \ln B + \ln k_1 \quad (35)$$

Hvis $\ln H$ plottes mot $\ln B$ og en bare studerer det lineære området, kan verdier for n_1 og k_1 estimeres. Det neste området kan representeres med likning (32), og siden n_1 og k_1 nå er kjent kan en studere en modifisert verdi $H_2 = H - k_1 B^{n_1}$ slik at $H_2 = k_2 B^{n_2}$. Dermed kan k_2 og n_2 igjen bestemmes ved hjelp av et dobbeltlogaritmisk plot. Verdien av H skrives dermed om ut fra de kjente parametrene og et nytt dobbeltlogaritmisk plot brukes for å finne neste stegs parametre. Prosessen repeteres til de nødvendige verdiene av B og H er konvertert. Deretter blir minste kvadraters metode benyttet for å tilpasse kurven best mulig til de kjente B-verdiene [17].

Modell

I Lucas strømtransformatormodell er tapene representert av den ikkelineære motstanden vist i figur 7. Denne motstanden representerer to typer tap som i PSCAD blir beregnet slik:

- **Magnetiseringsstrøm**

Strømmen som representerer magnetiseringen av kjernen beregnes slik:

$$i_m = \sum k_i \cdot \lambda^{\alpha_i} \quad (36)$$

Der $k_i > 0$ og $\alpha_i > 0$ for alle i .

- **Hystere- og virvelsstrømstap**

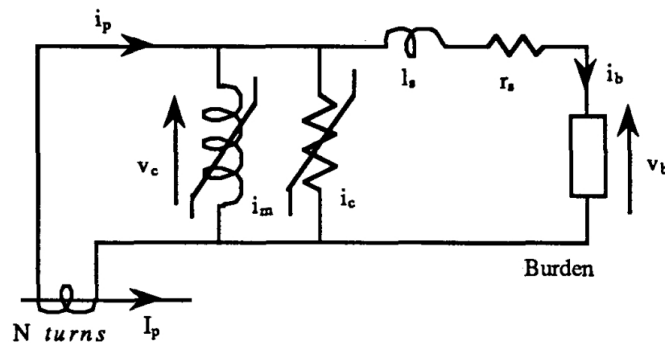
Tapene i kjernen regnes ut slik:

$$i_c = k_h \cdot v_c^{\beta-1} + \frac{v_n}{R} \quad (37)$$

hvor k_h er en proporsjonalitetskonstant for hysteresekurven og β er Steinmetzindeksen til materialet. R er virvelstrømsmotstand. Tomgangsstrømmen $i = i_m + i_c$ kan dermed representeres som en strømkilde og spenningen v_c over strømkilden er gitt av fluksen λ .

$$v_c = \frac{d\lambda}{dt} \quad (38)$$

Kretsen blir da som vist i figur 7. Her er $i_p = \frac{I_p}{N}$. l_s og r_s representerer henholdsvis induktans og resistans i sekundærviklingen.



Figur 7: Kretstegning Lucas strømtransformatormodell. Kjernen representeres som en ulineær resistans og en ulineær induktans [2].

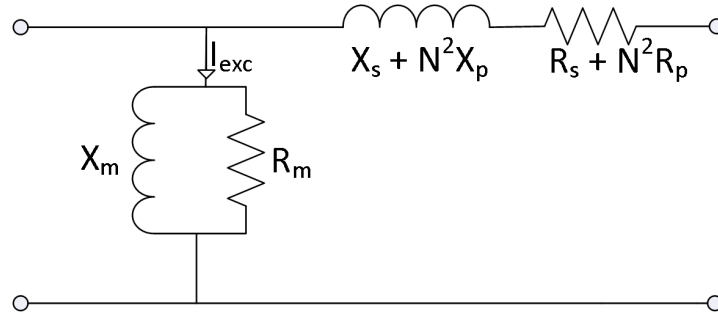
I PSCAD gir Lucas' modell mulighet for å legge inn følgende parametre:

- Antall primærvindinger
- Antall sekundærvindinger
- Impedans i sekundærkrets [Ω og H]
- Kjernens areal [m^2]
- Kjernens lengde [m]
- Frekvens [Hz]
- Remanent flukstetthet i $t=0$ [T]
- Strøm i magnetiseringsgrenen til kjernen i $t=0$. [A]
- Tapskoeffisient for virvelstrømstap G_e
- Tapskoeffisient for hysterestap G_{hys}
- Impedansen til byrden [Ω og H]
- Flukstetthet i knepunktet på B-H kurven
- Verdi for K_i
- Verdi for n_i

Også ved Lucas' modell blir utfordringen ved simulering av beskyttende strømtransformatorer i kraftnettet, mangel på kjernens parametre.

2.6 Tomgangstest av transformator

Magnetiseringsgrenen i en transformator modelleres vanligvis med en resistans i parallell med impedans, som vist i figur 8.



Figur 8: Transformatormodell referert sekundærsiden med lineært jerntap og ulineær magnetiseringsstrøm

Motstanden R_m beregnes som vist i likning (39), ut fra effekttapet ved tomgang.

$$R_m = \frac{U_p^2}{P_{tomgang}} \quad (39)$$

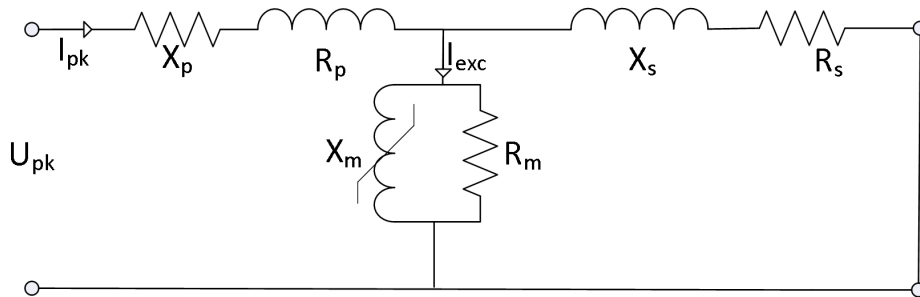
der $P_{tomgang}$ og $Q_{tomgang}$ finnes ved å påtrykke merkespenning på primærsiden av transformatoren og måle strøm og spenning på primærsiden. Magnetiseringsinduktansen beregnes ved hjelp av likning (40).

$$X_m = \frac{U_p^2}{Q_{tomgang}} \quad (40)$$

Det er viktig å være klar over at dette er en svært forenklet fremstilling, da både jerntapet og magnetiseringsstrømmen er ulineære og avhenging av belastningen til transformatoren. En bedre tilnærming kan oppnås ved å modellere induktansen X_m og reistansen R_m som ulineære komponenter [18].

2.7 Kortslutningstest av transformator

Kortslutningsimpedansen til en transformator beregnes vanligvis ved at sekundærsiden kortsluttes med en kraftig samleskinne, og en AC spenning påtrykkes primærsiden til nominell strøm i primærsiden oppnås. Dette er vist i figur 9. Den kortsluttede sekundærsiden gjør fluksen i kjernen svært lav (spenning nesten lik null). Effekttapet kan da beregnes ut fra strøm og spenning målt på primærsiden.



Figur 9: Vanlig kortslutningstest av krafttransformator

Kortslutningsimpedansen er da gitt av likning 41.

$$Z_k = \frac{U_{pk}}{I_{pk}} \quad (41)$$

hvor Z_k referert primærsiden er:

$$Z_k = jX_p + R_p + \frac{jX_s}{N^2} + \frac{R_s}{N^2} \quad (42)$$

Da strømtransformatoren har lavest nominell strøm på sekundærsiden, vil det vært naturlig å påtrykke nominell spenning på sekundærsiden, med primærsiden kortslettet. Dette kan likevel bli vanskelig da omsetningsforholdet N er høyt, og sekundærsiden vil se impedansen til primærsiden multiplisert med N^2 . En forverrende omstendighet er når primærterminalene befinner seg på hver sin side av strømtransformatoren. Slik blir kablen eller skinnen, som brukes for å kortslutte terminalene relativt lang, noe som medfører en større impedans [18].

3 Metode

Utstyret som ble i de forskjellige laboratorietestene er her listet. I den følgende metode- og resultatdelen omtales utstyret kun etter type og det henvises dermed til denne listen for detaljer.

Utstysrliste

- **Fluke strømtang i1000s**
Labnr: I04-0492. Måler AC-strøm fra 0,1 til 1000A. Frekvensrespons fra 5Hz til 100kHz. Variabel output 1mV/A, 10mV/A og 100mV/A.
- **Skilletrafo**
Labnr: B01-0525. Primær- og sekundærspenning 220V. Merkeeffekt 200VA.
- **Meteix MX 9002 Differensialprobe**
Labnr: I06-0358. Variabel output 1/20 og 1/200. Bare brukt ved 1/200.
- **Oscilloskop Tektronix MSO 2014**
Labnr: G04-0344. Mixed Signal Oscilloscope.
- **Enfase transformator**
Labnr: B01-0754. Nordtrafo AB. Merkefrekvens 50Hz. Merkeeffekt 20kVA. Primærspenning 690V Sekundærspenning 400V. Primærstrøm 29A Sekundærstrøm 50A.
- **Variac**
Labnr: B01-0751. Enfase. Fabrikat: REO Serienummer D 12357. Utgangsspenning 0-390V Utgangsstrøm 40A.
- **Milliohm meter GOM-802**
Labnr: H01-0096. Fabrikat Instek. Spenningstype: DC.
- **Rogowski-spole**
Labnr: EFI I04-0256. Fabrikat Volta Merlin Gerin Merkeverdi 175,4mV/kA. Kalibrert til 188mV/kA.
- **LEM Shunt**
Labnr: I04-0419. Fabrikat LEM. Modell: IT 400. Merkestrøm 400A. Nøyaktighet ved merkestrøm og 25°C $<\pm 0,0033\%$

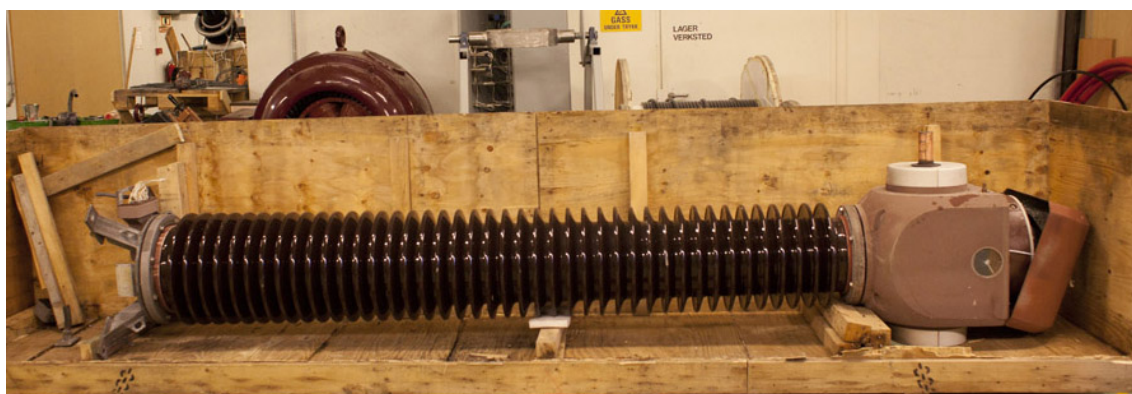
3.1 Prøveobjekt

Strømtransformatoren som skulle undersøkes var en Artech CTI-420 fra 1984 som har stått på Hasle trafostasjon. Den har totalt fire sekundærkjerner, der tre er vernkjerner og en er en målekjerne. Kjernene har navn 1S, 2S, 3S og 4S. Sentrale spesifikasjoner er gitt i tabell 2, og fullstendig datablad finnes som vedlegg. Dette er en enfase strømtransformator for 420 kV med nøyaktighetsklasse 5P30 for vernkjernene og 0,2 for målekjernen. Sekundærsiden har 600 vindinger og primærsiden kan settes til en eller to alt etter om omsetningsforholdet ønskes å være 3000:5 eller 1500:5 A.

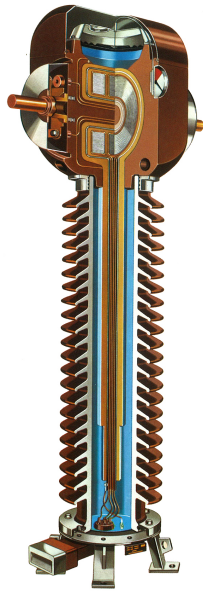
Med sine 1025 kg var testobjektet en stor og uhåndterlig komponent. Da kjernen og viklingene sitter i toppen, kunne denne skilles fra isolatoren. Figur 10 og 12 viser strømtransformatoren før og etter demonteringen. I alle testene som er utført har strømtransformatoren vært innstilt på 1500:5 som tilsvarer et viklingsforhold på 300.

Tabell 2: Spesifikasjoner prøveobjekt

Kjerne	Type	Viklingsforhold	Merkeytelse	Nøyaktighet	Merkebyrde
1S	Målekjerne	300	40 VA	0,2	1,6 Ω
2S	Vernkjerne	300	60 VA	5P30	2,4 Ω
3S	Vernkjerne	300	60 VA	5P30	2,4 Ω
4S	Vernkjerne	300	60 VA	5P30	2,4 Ω



Figur 10: Strømtransformatoren slik det ble levert. Isolatoren ble fjernet for å få et mer håndterlig testobjekt.



Figur 11: Illustrasjon av testobjektet innvendig. Isolatorene kan trygt fjernes da kjernen og viklingene sitter i toppen. Kjernen og nedføringen til sekundærterminalene er isolert med oljepapir. Toppen er støpt i epoksy [19].



Figur 12: Testobjektet etter demontering. Isolatorene og oljepapiret er fjernet. Sekundærterminalene er klippet av og stikker ut av papiret.

CURRENT TRANSFORMER						Lasko	
TYPE	CT 1-420	N ^o 832006/1		1984			
Prin. T.	P1 P2				MUNGUIA - BISCAY		
I _{pn}	1500 - 3000		A		KV		
I _{sn}	5	5	5	5	A		450/680/1550
Sec. T.	1S1-1S2	2S1-2S2	3S1-3S2	4S1-4S2	I _{th} 40 KA		1S
VA	40	60	60	60	I _{dyn} 100		KA
CL	0,2	5P30	5P30	5P30	Hz		50
Ext. %	100	100	100	100	Ins.		
SF	≤ 5					-40.C / +40.C	
Total W.	1025	Kg.	Oil W.	210	Kg.		POS. ↑
IMPORTANT HERMETICALLY SEALED UNIT - OPENING FORBIDDEN							

Figur 13: Merkeskiltet til testobjektet.

3.2 Strømtransformatorparametere

For å forsikre at parametrene i PSCAD-modellen stemte overens med testobjektet, ble det foretatt en etterprøving av magnetiseringskarakteristikken samt at kortslutningsimpedanser og tomgangsimpedanser ble funnet.

3.2.1 Likestrømsmåling av viklingsresistanser

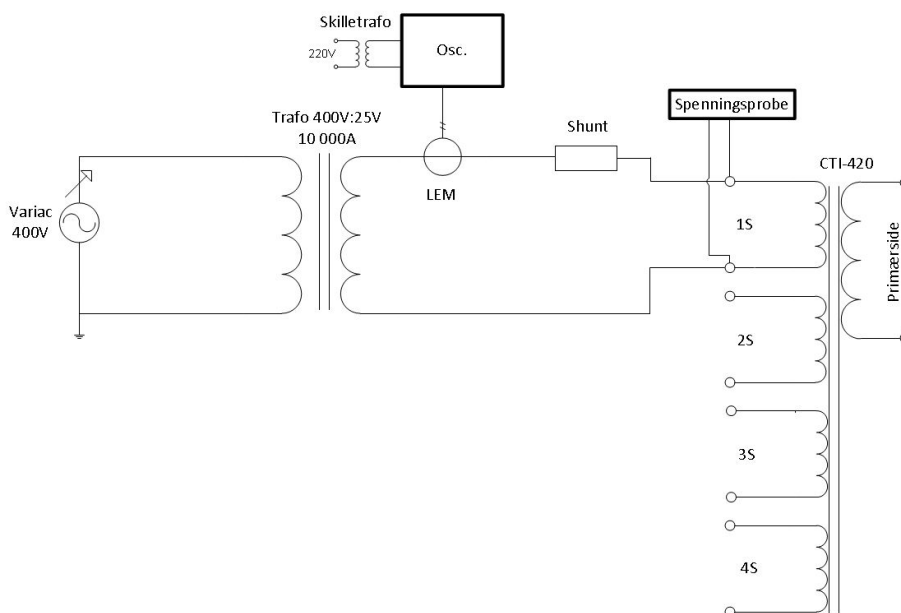
DC-resistansen i primærviklingen og sekundærviklingene ble her målt. Disse målingene benyttes blant annet som kontroll for AC-motstanden som beregnes i avsnitt 4.1.4. For å kunne måle den lave primærviklingsresistansen nøyaktig, ble et milliohm-meter med firepunktsmåling benyttet. Milliohm-meteret måler DC-resistansen og gir noe lavere verdi enn AC-resistansen. Målingene ble gjort ved en temperatur på 18°C og må derfor korrigeres ved hjelp av formel (43) til 75°C for å kunne sammenlignes med testprotokollen.

$$T_{75^{\circ}C} = (1 + 0,004 \cdot \Delta T)T_{18^{\circ}C} \quad (43)$$

Som en advarsel nevnes det at den store induktansen til sekundærviklingene induserte spenninger (>400V) under måling på den aktuelle terminalen. Dette skyldes at DC-ohm-meteret veksler mellom forskjellige måleoppløsninger, og dermed endrer målestrømmen hurtig, noe som induserer høye spenninger gitt av $v = L \cdot \frac{di}{dt}$.

3.2.2 Magnetiseringskurver

Magnetiseringskurven ble målt ved at påtrykket en AC-spenning mellom 50 og 600 volt på sekundærsiden av strømtransformatoren mens primærsiden var åpen. Målingene ble gjort for alle fire sekundærkjernene 1S, 2S, 3S og 4S. Måleoppsettet er illustrert i figur 14.



Figur 14: Laboppsett for etterprøving av magnetiseringskurver.

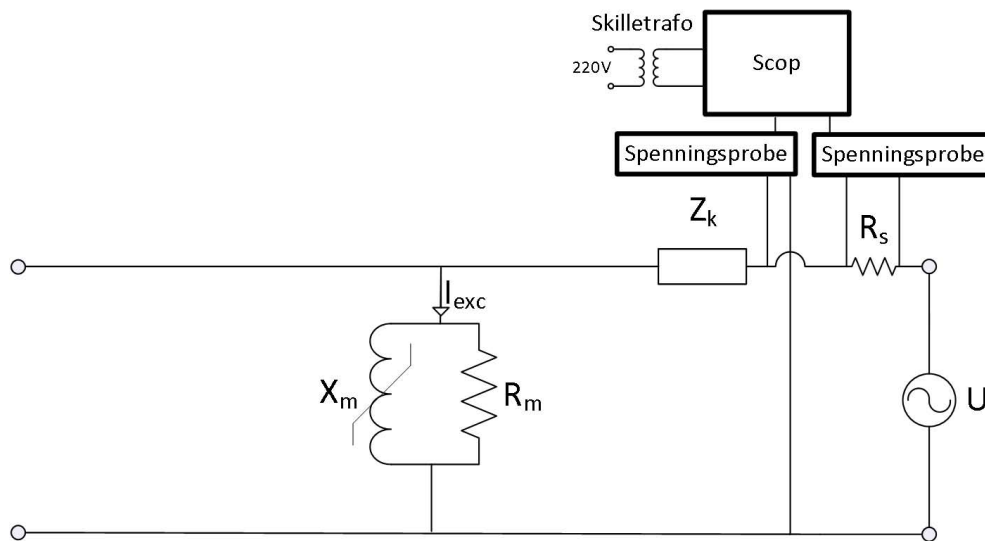
Remanent fluks i kjernen ble først minimert ved at kjernen ble ført opp i metning, for så bli avmagnetisert ved en avtagende spenning ned til 8 volt som var den laveste spenningen spenningskilden kunne generere. Målingene ble tatt med synkende spenning og strøm for å sikre en jevnest mulig temperatur under måleserien. Målingene ble også utført på en slik måte at spenningen aldri ble økt underveis i en måleserie. Dette er viktig for å unngå mindre hysteresesløyfer inne i hysteresekurven under målingene. Magnetiseringskurvene viser forholdet mellom toppverdi av strøm og fluksen i kjernen [7]. Fluksen skal beregnes ut fra kalibrert RMS-verdi av spenning ut fra formel (12). På grunn av den store spennvidden i strømmen (0,01 - 25 A_{peak}), måtte to forskjellige målemetoder benyttes. Strømmene over 1 A ble målt med en LEM-shunt, mens strømmene under 1 A ble målt som spenningen over en resistans på 15,175 Ω . For at dette skulle kunne gjøres i praksis uten å måtte koble fra spenningskilden, ble resistansen kortsluttet for strømmen over 1 A.

Behandling av måledata

Resultatene ble lagret med oscilloskop og etterbehandlet i MATLAB. Måledataene ble filtrert med butterfilter i MATLAB og justert for DC-offset [20]. Butterfilteret som ble benyttet hadde cut-off frekvens på 10 kHz og ble benyttet to ganger for å unngå faseskift. Toppverdier for strøm ble hentet ut og koblet til tilhørende verdi av fluks ut fra likning (12). Resultatet ble så fremstilt grafisk og sammenlignet med resultatene fra testprotokollen. Koden for dette finnes som vedlegg.

3.2.3 Jerntap og tomgangsmotstand

Det viste seg at det ikke var mulig å gjøre denne testen fra primærsiden slik en vanligvis gjør med krafttransformatorer. Om testen skulle vært gjort fra primærsiden måtte nominell spenning vært påtrykket primærsiden med sekundærsiden åpen. Men siden strømtransformatorer er laget for å stå i serie med kraftnettet, og primærviklingen bare består av to vindinger, finnes det ikke en konkret nominell spenning. Hvis en hadde påtrykt den spenningen som gir nominell strøm (1500 A), ville det ført til metning i kjernen og induisert destruktivt høye spenninger på sekundærsiden. Løsningen ble derfor å påtrykke nominell spenning på sekundærsiden med primærsiden åpen for å måle effekttap i motstanden R_m . Ved å holde de andre sekundærviklingene åpne, vil det ikke gå noen strøm i disse og de kan neglisjeres fra modellen. Da viklingsforholdet er likt på alle fire sekundærkjernene, vil spenningen i de andre kjernene ikke bli høyere enn den spenningen som påtrykkes. X_m modelleres som et ulineært komponent og bestemmes derfor i avsnitt 4.1.2. Testoppsettet er vist i figur 15.



Figur 15: Testoppsett for å finne magnetiseringsresistansen R_m

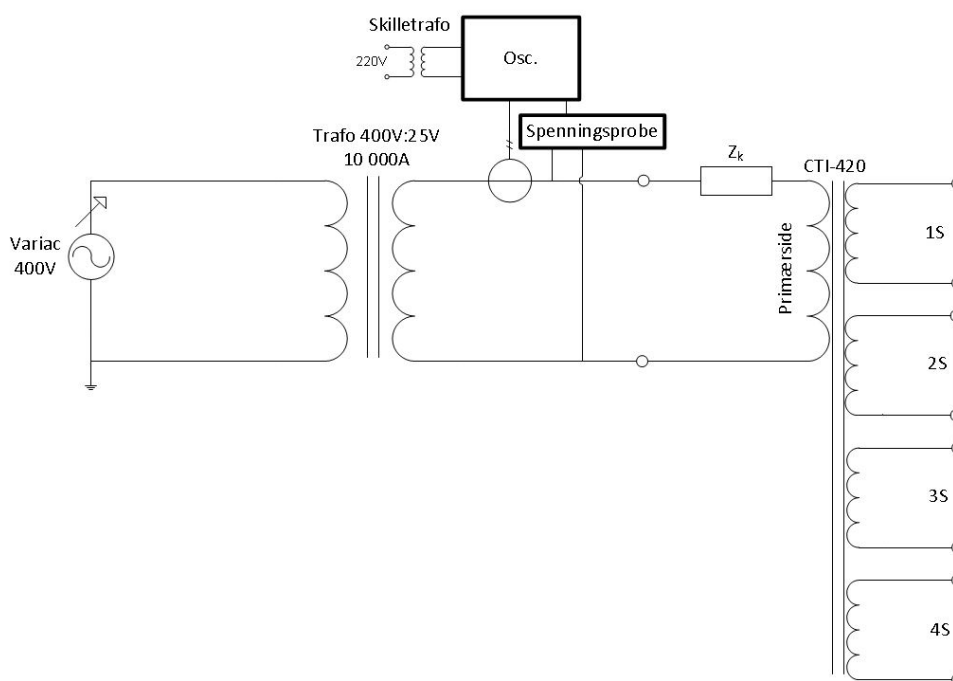
Behandling av måledata

Strøm ble målt som spenningen over en motstand på $15,158 \Omega$. Spenningen ble målt ved hjelp av en differensialprobe. Resultatene ble lagret med en samplingsfrekvens på 125 kHz ved hjelp av et oscilloskop. Dette ble gjort for hver av de fire sekundærkjernene etter tur, med de andre tre sekundærkjernene åpne. Resultatene ble prosessert i MATLAB hvor RMS-verdier for strøm, spenning og effekttap kalkulert ved integrasjon av de målte kurvene i MATLAB [20]. Ut fra disse dataene kunne tomgangsresistansen beregnes ut fra likning (44). MATLABkoden for dette ligger som vedlegg.

$$R_m = \frac{U^2}{P_{tap}} \quad (44)$$

3.2.4 Kortslutningsimpedans

På grunn av det høye viklingsforholdet til strømtransformatoren, viste det seg umulig å måle kortslutningsimpedansene fra lavstrømsiden slik en normalt ville gjort med en krafttransformator. Dette skyldes at impedansen til selve kortslutningen (kabelen) på primærsiden ikke vil bli neglisjerbar sett fra sekundærsiden. Løsningen ble dermed å påtrykke nominell strøm på primærsiden med alle sekundærviklinger kortsluttet. Dette medfører at det vil gå strøm i alle viklingene, og tapet som beregnes vil derfor bli summen av tap i primærviklingen og de fire sekundærviklingene. Da kortslutningsimpedansen er lineær, kan målingene i prinsippet gjøres for hvilken som helst verdi av strøm. Nominell strøm ble valgt fordi dette gir en målbar spenningen på primærsiden samtidig som magnetiseringsstrømmen fortsatt er lav og kan neglisjeres. Testoppsettet ble da som vist i figur 16.



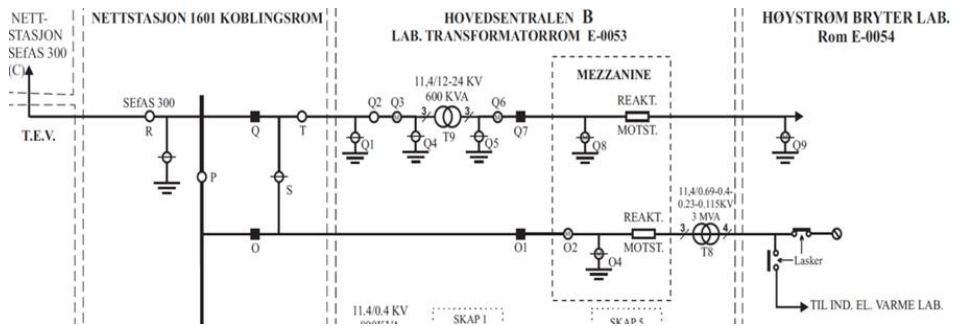
Figur 16: Testoppsett for å finne kortslutningsimpedansen Z_k

Behandling av måledata

Strøm ble målt med en rogowskispole, mens en spenningsprobe ble benyttet for å måle spenningen mellom primærterminalene. Resultatet ble lagret med en samplingsfrekvens på 125 kHz ved hjelp av et oscilloskop. Strøm og spenning

ble filtrert og justert for DC-offset. Det ble beregnet RMS-verdier, aktiv og reaktiv effekt omsatt av trafoen [20]. Ut fra dette kunne R_k og X_k beregnes. MATLABkoden finnes som vedlegg.

3.3 Kortslutningstest



Figur 17: Enkeltlinjeskjema over høystrøm- bryterlabben. Det var kun den nederste avgangen som ble benyttet i dette forsøket.

Ved å teste strømtransformatoren i en høystrømslabb kunne en på en svært realistisk måte studere nøyaktigheten til strømtransformatoren under en feilsituasjon. Enkeltlinjeskjema over høystrøm- bryterlabben som ble benyttet, er vist i figur 17. Varigheten av forsøket ble bestemt ved hjelp av den datastyrte effektbryteren O1. Strømmen ble begrenset ved hjelp av en reaktor på hver fase. Reaktansen til reaktorene kunne stilles i 10 trinn, og kan i tillegg kobles helt ut slik at strømmen kun begrenses av nettet, trafoen og testobjektet. Trafoen T8 har en merkeytelse på 3 MVA og transformerer ned spenningen fra 11,4 kV til 115 V. Testobjektet ble koblet til mellom to av fasene til transformatoren T8 slik at kortslutningen som oppsto ble en tofasefeil. Tilkoblingen av strømtransformatoren ble dimensjonert ut fra to kriterier:

1. Adiabatisk oppvarming av kabel.
2. Mekaniske krefter.

Adiabatisk oppvarming av kabel:

Varigheten til kortslutningstestene skjer over så kort tid (250-500 ms) at en kan se på oppvarmingen av tilførselskablene som rent adiabatisk. Minste nødvendig tverrsnitt på tilkoblingen kan da beregnes ut fra resistiviteten og den volumetriske varmekapasiteten til kobber. Dette er vist i likning (45).

$$A = \sqrt{\frac{\rho I^2 s}{c_v \Delta T}} = \sqrt{\frac{1,7 \cdot 10^{-6} \cdot I^2 s}{3,45 \cdot (70 - 20)}} = \sqrt{\frac{1,7 \cdot 10^{-6} \cdot 100\,000^2 \cdot 0,250}{3,45 \cdot (70 - 20)}} \quad (45)$$

$$A = 4,96 \text{ cm}^2 = 496 \text{ mm}^2$$

Dette viser at tilkoblingen må minimum ha et tverrsnitt på 419 mm^2 for ikke å overstige en temperatur på 70° C . Det ville altså være tilstrekkelig med 2 kabler av 300 mm^2 på hver side. Det ble likevel benyttet 3 kabler av 300 mm^2 på hver side da det fantes tre mulige festepunkter.

Mekaniske krefter:

Tilkoblingen måtte også dimensjoneres for å tåle de mekaniske kreftene som oppstår mellom strømførende kabler under en kortslutning. Denne kraften er utledet her. For å forenkle beregningene er det antatt at tilførselskablene ligger parallelt med 1 m avstand. Tilførselskablernes lengde var også 1 m.

$$H = \frac{I}{2 \cdot \pi \cdot d} \quad (46)$$

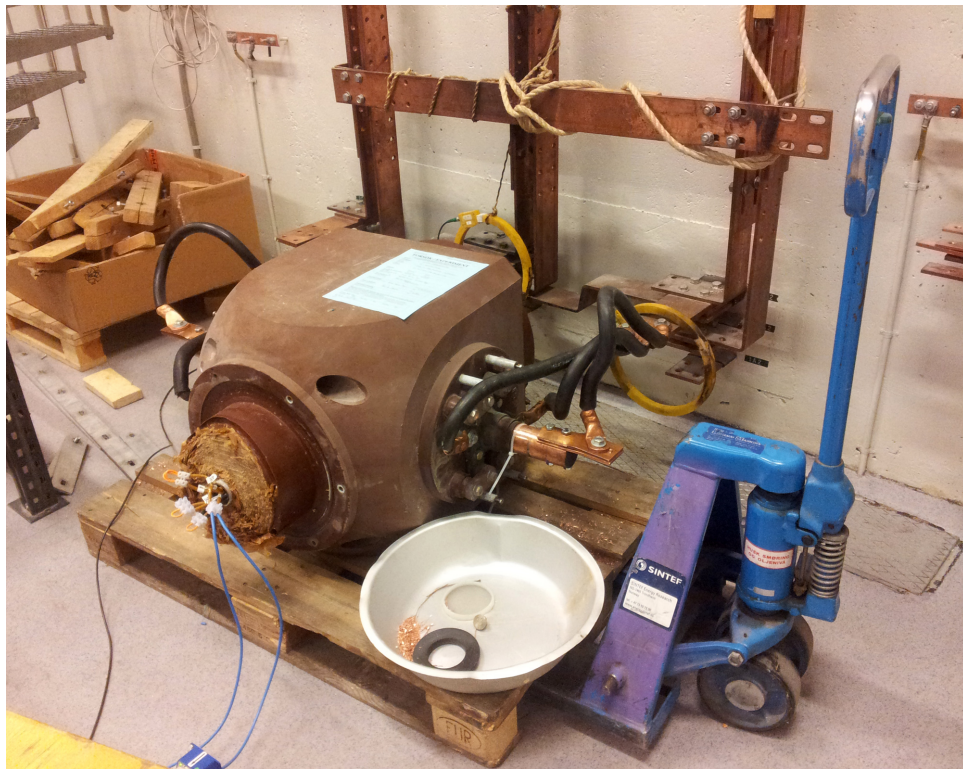
$$B = \mu_0 \cdot H \quad (47)$$

$$F = B \cdot I \cdot L \quad (48)$$

$$F = \frac{\mu_0 I^2 L}{2\pi d} = \frac{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 100\,000^2 \cdot 1}{2 \cdot \pi \cdot 1} = 2\,000 \text{ N} \quad (49)$$

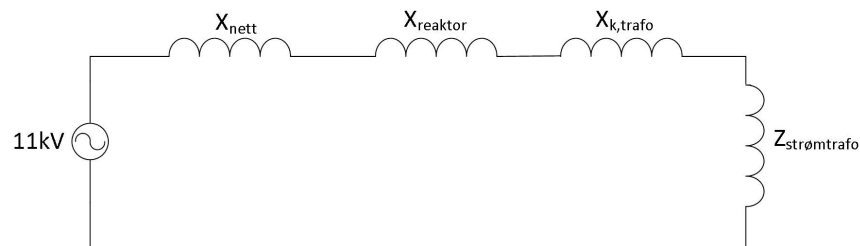
$$F_{max} = 2\,000 \text{ N} \cdot \sqrt{2} = 2\,828 \text{ N} \quad (50)$$

Da antallet kabelpar var 3, ble den teoretisk maksimale kraften mellom kablene $3 \cdot 2\,828 = 8\,485 \text{ N}$. Da originale klemmer ikke var tilgjengelig, ble fire av kablene skrudd rett i viklingene mens de to siste ble skrudd i terminalen via en kobberskinne. Dette er vist i figur 18.



Figur 18: Tilkobling av testobjekt i høystrømslab

Videre ble reaktorene gradvis trinnet nedover der en kortslutning ble kjørt på hvert nivå 10 til 1. For å vurdere om det var trygt å trinne reaktorene ned til nivå 0 og dermed la kortslutningsstrømmen kun være begrenset av transformatorens og nettets reaktans, måtte forventet kortslutningsstrøm ved nivå 0 beregnes. En forenklet krets av nettet ble satt opp:



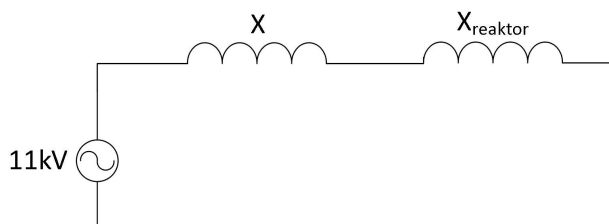
Figur 19: Forenklet krets av avgangen til høystrømslabben. Resistanser antas å være så små at de kan neglisjeres.

Formel for tofasett kortslutning referert høyspenningssiden forenkles da positiv og negativ sekvens er like [21], og strømmen på høyspenningssiden av

krafttransformatoren T8, kan beregnes ut fra likning (51):

$$I_{HS} = \frac{U}{X^+ + X^- + N^2 \cdot X_f} = \frac{U}{2X + N^2 \cdot X_f} \quad (51)$$

Da reaktorenes reaktans og strømmen ved nivå 1 var kjent, kunne alle de ukjente induktansene slås sammen til X.



Figur 20: Forenklet krets der alle ukjente reaktanser er slått sammen og referert høyspenningssiden.

Der:

$$X = 2 \cdot X_{nett} + 2 \cdot X_{k,trafo} + X_{str\o mtrafo} \cdot N^2 \quad (52)$$

$$U = X + 2 \cdot X_{reaktor} \cdot I_{HS} \quad (53)$$

Forholdet mellom I_{HS} og I_{LS} er gitt av trafoens viklingsforhold $N=100$.

$$I_{HS} = \frac{I_{LS}}{N} \quad (54)$$

Strømmen ved nivå 1 var 59,2 kA på lavspenningssiden og verdien på reaktorene var 2,99 Ω .

$$X = \frac{11}{59,2 \cdot \frac{1}{100}} - 2 \cdot 2,99 = 12,6 \Omega \quad (55)$$

Dermed kunne forventet verdi for primærstrømmen ved nivå 0 beregnes:

$$I_{LS} = \frac{11}{12,6} \cdot 100 = 87,3 \text{ kA} \quad (56)$$

Da dette er lavere enn den strømmen som forsøket ble dimensjonert etter med tanke på adiabatisk oppvarming og krefter på kabler, vurderes det som trygt å kjøre en kortslutning på 250 ms på nivå 0. Resultatet er gjengitt i figur 38.

Behandling av måledata

Primærstrømmen ble målt med rogowskispole, sekundærspenningen med differensialprobe og sekundærstrømmen ble målt både med LEM-shunt vanlig resistiv shunt. Den sistnevnte målemetoden ble forkastet da den viste seg å gi unøyaktige resultater på grunn av fluksbidraget i målesløyfen som påvirker spenningen over shunten. Kortslutningstestene ble gjort med en resistiv byrde på 2.393Ω tilkoblet 2S mens 1S, 3S, og 4S var kortsluttet. Alle dataene ble lagret med oscilloskop med en samplingsfrekvens på 125 kHz. Videre ble måledataene behandlet i MATLAB hvor de ble filtrert og justert for DC-offset [20]. Rogowskispolen gir ut en spenning som er proporsjonal med den deriverte av strømmen. Dette signalet måtte derfor integreres og multipliseres med en konstant for å finne primærstrømmen. Konstanten ble funnet ved å kalibrere spenningssignalet fra rogowskispolen mot LEM-shunten. Det viste seg at metoden for å beregne faseforskyvning beskrevet i avsnitt 2.2 kun kan benyttes i tilfeller der I_p og I_s kan uttrykkes som vektorer og en har direkte målinger av I_e . Det er ikke funnet noen metode for å beregne faseforskyvning mellom to deformerte strømmer. Da den beregnede I_e var svært usymmetrisk, ble faseforskjellen beregnet ut fra nullgjennomgangen til I_p og I_s . Ved en høy metningsgrad vil sekundærstrømmen deformeres så mye at det ikke gir mening å snakke om faseforskyvning. I disse tilfellene må en kun forholde seg til composite error. MATLABkoden for behandling av dataene finnes som vedlegg.

3.4 Stasjonær drift

Nøyaktigheten til strømtransformatoren og simuleringsmodellen ble testet ved normale driftsstrømmer og merkebyrde. Det ble også fremprovosert metning ved å øke størrelsen på byrden til langt over merkebyrde $2,4 \Omega$. Primærstrømmen ble målt med en rogowskispole og sekundærstrømmen ble målt med en LEM-shunt. For hver verdi av byrde ble det gjort målinger 300, 1500 og 3000 A. For målingene med stor byrde ble I_p satt til 1500 A mens byrden ble variert i 4 steg fra 135Ω til 90Ω . Da strømtransformatoren har en composite error $<5\%$ for primærstrømmer opp til $30 \cdot I_n$, vil det være vanskelig å måle nøyaktigheten til strømtransformatoren uten å måle I_e direkte. For å oppnå bedre nøyaktighet i testene uten metning, burde denne testen vært utført ved direkte måling av I_e . Dette er beskrevet i avsnitt 8.

Behandling av måledata

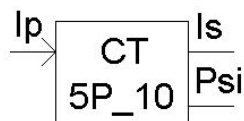
Resultatene ble lagret med en samplingsfrekvens på 125 kHz ved hjelp av et oscilloskop og alle beregninger ble så gjort i MATLAB. Resultatene ble filtrert og justert for DC-offset [20]. RMS-verdier, faseforskyvning, composite error og avvik i RMS-verdi mellom primær- og sekundærside ble beregnet. Koden finnes som vedlegg.

3.5 Simulering i PSCAD

SINTEF Energi har utviklet en modell i PSCAD for å modellere responsen til beskyttende strømtransformatorer. Modellen er i bruk på vern og analyseavdelingen hos Statnett, men har aldri vært testet mot fysiske resultater i et laboratorium. Den siste oppdateringen av denne ble gjort av Nicola Chiesa i 2011. Da dette er en signalbasert modell, programmert i Fortran, kan den kun brukes i én retning og implementering av nye parametre må gjøres i Fortran. Det er derfor laget en mer fleksibel modulbasert modell i PSCAD som benytter seg av elektriske signaler.

3.5.1 Fortranbasert modell utviklet av SINTEF (FM)

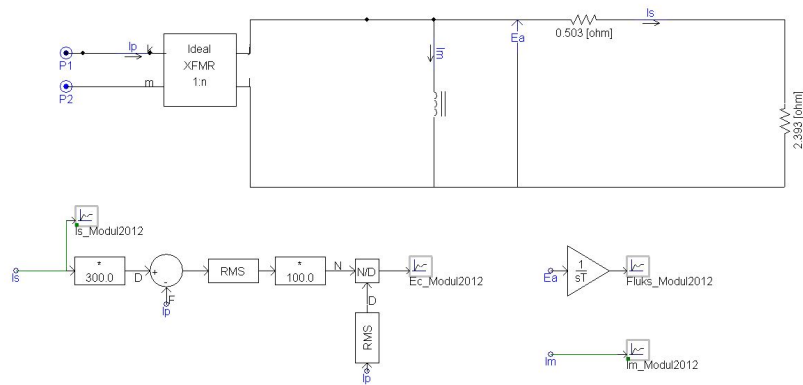
SINTEFs fortranbaserte modell, heretter kalt FM, tar inn primærstrøm som et målesignal og gir ut sekundærstrøm og fluks i kjernen som målesignaler. Den kan benyttes for strømtransformatorer av type 5P, TPY og TPZ. FM kan også starte fra snapshot med gitte initialbetingelser.



Figur 21: SINTEFS fortranbaserte strømtransformator modell (FM). Sist oppdatert i 2011 [22]

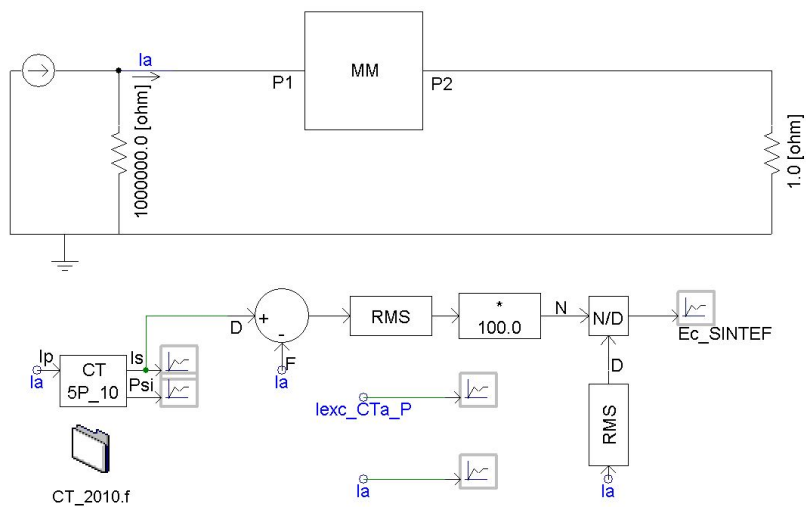
3.5.2 Modulbasert modell (MM)

Innholdet i den modulbaserte modellen, heretter kalt MM, er gitt i figur 22. Det er her mulig å modellere jerntapet som en lineær resistans og luftgap i kjernen som en lineær induktans. Sistnevnte diskuteres ikke videre i denne rapporten.



Figur 22: MM består av en ideell transformator [22], viklingsimpedans, byrde og en ulineær induktans som tar inn magnetiseringskarakteristikken ($\lambda - I$) som tekstfil. Flere egenskaper som lekkfluks og jernetap, kan enkelt legges inn i form av induktanser og resistanser.

Nettmodellen som er brukt for å simulere responsen til strømtransformatorene, er vist i figur 23.



Figur 23: PSCAD-modellen som er benyttet i simulering av responsen til strømtransformatoren. Den består av en strømkilde og to motstander.

4 Måleresultater

4.1 Strømtransformatorparametere

4.1.1 Likestrømsmåling av viklingsresistanser

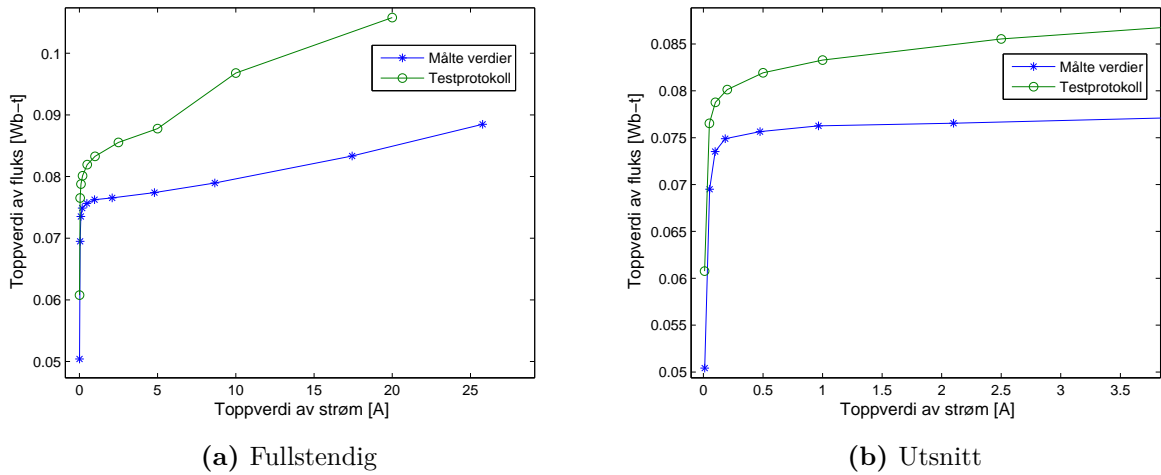
Likestrømsresistansene ble målt med milliohm-meter og temperaturkorrigert etter likning (43). Resultatene er gitt i tabell 3.

Tabell 3: Likestrømsresistanser

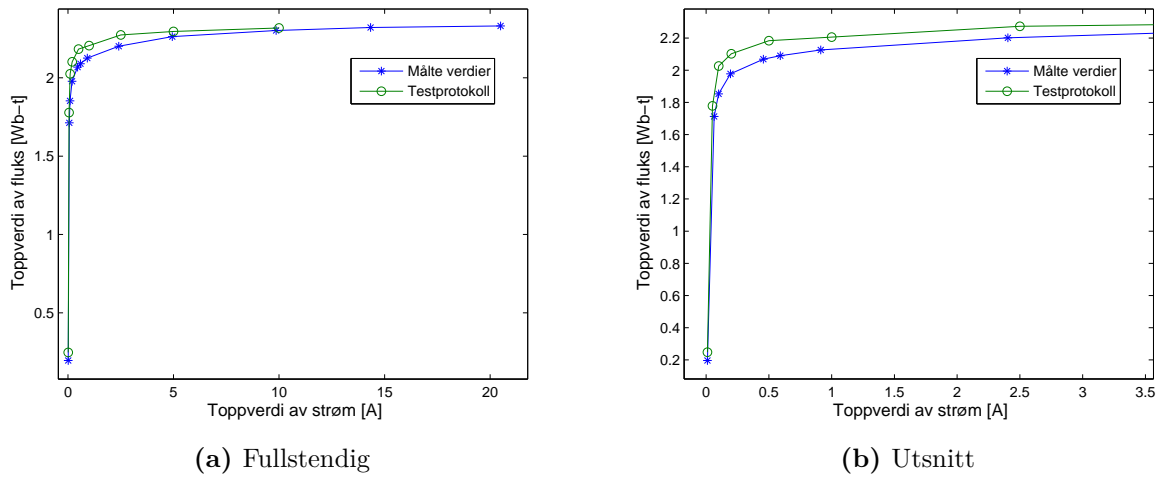
	DC-resistans ved 18°C	DC-resistans ved 75°C	Testprotokoll
Primærvikling	$4,8 \cdot 10^{-5} \Omega$	$5,9 \cdot 10^{-5} \Omega$	-
Sekundærvikling S1	0,241 Ω	0,296 Ω	0,326 Ω
Sekundærvikling S2	0,385 Ω	0,473 Ω	0,503 Ω
Sekundærvikling S3	0,384 Ω	0,472 Ω	0,503 Ω
Sekundærvikling S4	0,387 Ω	0,475 Ω	0,503 Ω

4.1.2 Magnetiseringskurve

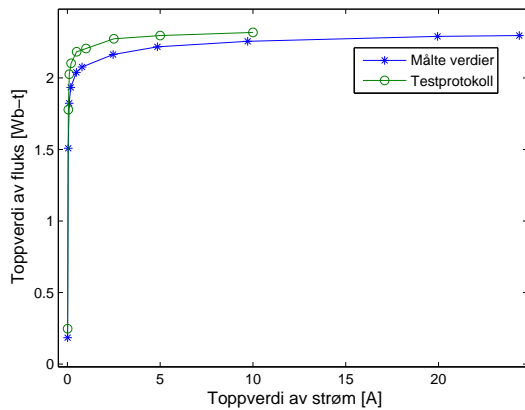
Magnetiseringskurvene for de fire kjernene 1S, 2S, 3S og 4S er i figur 24 til 27 sammenlignet med verdiene oppgitt i testprotokollen. Figurene til høre viser et utsnitt av kneområdet til figuren til venstre.



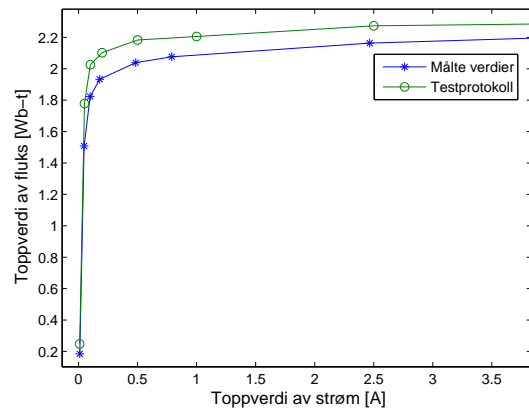
Figur 24: Magnetiseringskurve for kjerne 1S



Figur 25: Magnetiseringskurve for kjerne 2S

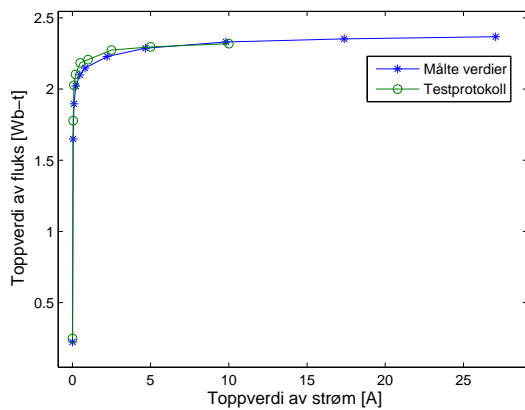


(a) Fullstendig

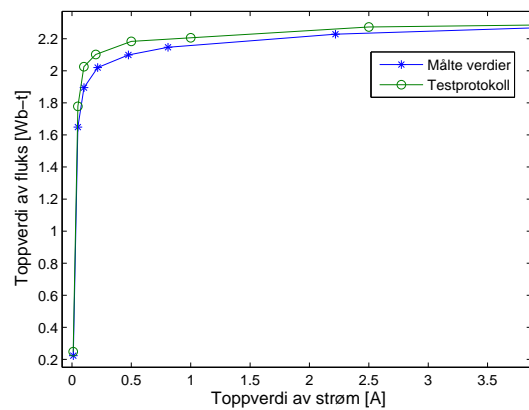


(b) Utsnitt

Figur 26: Magnetiseringskurve for kjerne 3S



(a) Fullstendig



(b) Utsnitt

Figur 27: Magnetiseringskurve for kjerne 4S

Som en ser av figur 24 til 27, er det et betydelig avvik mellom de målte magnetiseringskarakteristikkene og magnetiseringskarakteristikkene fra testprotokollen. De målte verdiene for fluks er konsekvent lavere enn verdiene i testprotokollen, men størrelsen på avviket varierer for de fire kjernene. Bortsett fra kurven til 1S er avvikene størst i og rundt knepunktet av kurvene, men går mot en felles asymptote for store magnetiseringsstrømmer. Avviket er størst for kjerne 1S og minst for kjerne 4S. Hvilken av de som er mest korrekt vil en kunne si når en sammenligner den faktiske strømtransformatorresponsen med en simulert respons. Dette gjøres i avsnitt 5.2.

Hvis spenningsfallet over R_s overskrider 2 % skal det kompenseres for dette [7]. Dette er tilfelle for 1S, men ikke for 2S, 3S eller 4S. Beregningen for spenningsfall er gitt som vedlegg. Det har blitt vurdert fem forskjellige årsaker til avviket. Disse er diskutert i avsnitt 7 om feilkilder.

4.1.3 Jerntap og tomgangsmotstand

Tabell 4: Måleresultater for de fire sekundærkjernene

	Spenning [V]	Strøm [mA]
S1	8,00	3,4
S2	12,00	2,9
S3	12,00	3,0
S4	12,00	2,8

Tomgangsresistansen ble beregnet ved hjelp av likning (57) og resultatene er gjengitt i tabell 5.

$$R_m = \frac{|U|^2}{P_{tap}} \quad (57)$$

Tabell 5: Tomgangstap og tomgangsresistanser

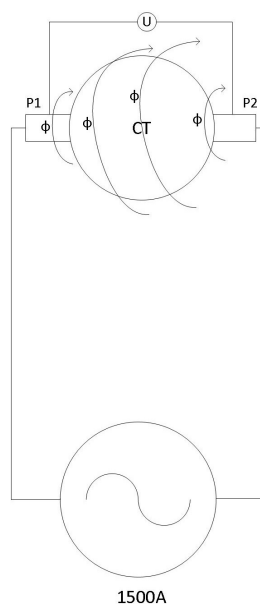
	P_{tap} [mW]	R_m [Ω]
S1	21,4	2999
S2	19,3	7475
S3	21,3	6763
S4	20,1	7167

Som en ville forventet er de tre vernkjernene ganske like, mens målekjernen har under halvparten så stor motstand. Dette skyldes egenskapene til kjernen. Målekjernen er designet for å måle små strømmer nøyaktig og går raskt i metning ved strømstyrker over normal drift. Vernkjernene er designet for å gjenskape store feilstrømmer mest mulig nøyaktig, og må derfor ikke gå i metning.

4.1.4 Kortslutningsimpedans

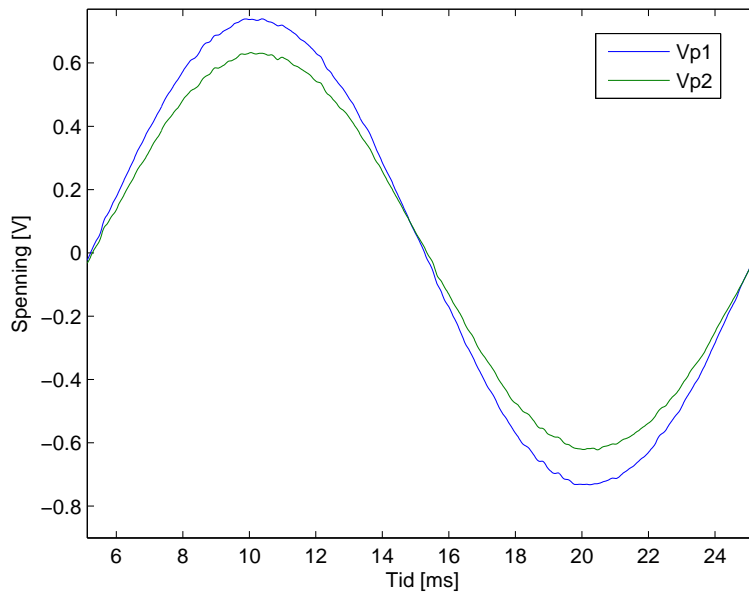
Kortslutningsimpedansen ble funnet ved at spenningen over primærterminalene ble målt mens nominell strøm ble påtrykket primærsiden. Deretter ble kortslutningsimpedansen beregnet ut fra aktiv og reaktiv effektomsetning i strømtransformatoren. Som en kan se av figur 28, vil strømtransformatorens fluks gå igjennom målesløyfen, og dermed gi et bidrag $\frac{d\phi}{dt}$ til den faktiske spenningen over terminalene. Den målte spenningen vil da kunne uttrykkes av likning (58).

$$U = R \cdot I + L \frac{di}{dt} + \frac{d\phi}{dt} \quad (58)$$



Figur 28: Testoppsett med variac og strømtransformator (CT). Fluksen rundt, og i kjernen av strømtransformatoren, går gjennom målesløyfen U og induserer en spenning med 90° fasevinkel i forhold til den resistive delen av U.

Da spenningen over terminalene P1 - P2 var svært lav, vil bidraget fra fluksen utgjøre en stor del av den målte spenningen. Dette kan vises ved å sammenligne resultatet fra to spenningsmålinger der arealet til målesløyfen U er forskjellig. Dette er vist i figur 29.



Figur 29: Spenningen over terminalene P1-P2 endret seg betydelig etter hvor mye fluks målesløyfen for spenning omsluttet. Her ligger Vp1 på oversiden av strømtransformatoren, mens Vp2 ligger på undersiden. Målesløyfene får dermed forskjellig areal og forskjellig fluksgjennomgang. Vp1 er her 15,7% større enn Vp2.

Det ble likevel gjort et forsøk på å beregne kortslutningsimpedansen ut fra målingen. Til dette er den minste av de to spenningen benyttet. Resultatene gjengis her:

Tabell 6: Målte verdier

	Målte verdier
Strøm primærside	1500 A
Spennning primærside	0,484 V
Strøm sekundærside 1S	5,19 A
Strøm sekundærside 2S	5,19 A
Strøm sekundærside 3S	5,18 A
Strøm sekundærside 4S	5,17 A

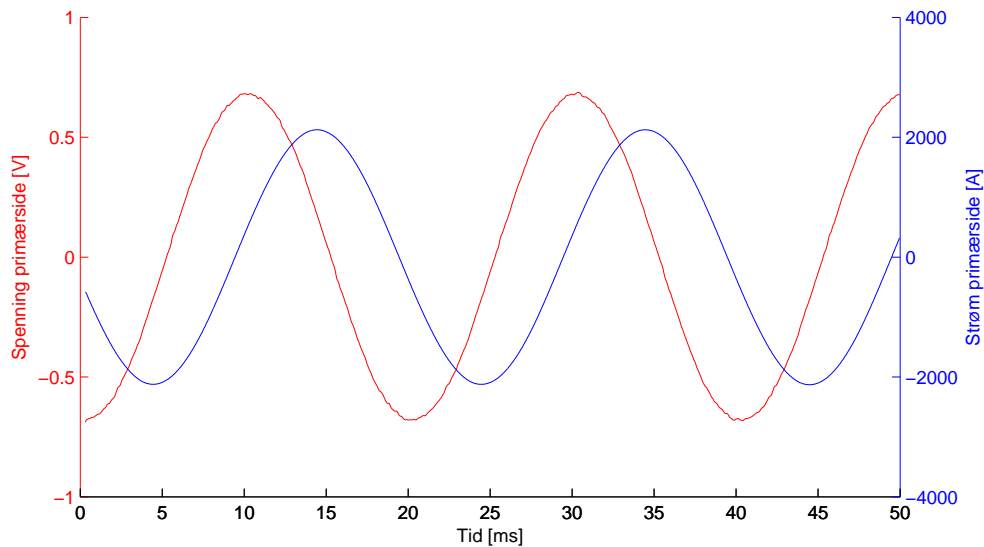
Ut fra kurvene for dette ble effekttap og kortslutningsimpedansen Z_k beregnet i MATLAB. Resultatene er gjengitt i tabell 7.

Tabell 7: Verdier for tap og kortslutningsimpedansen sett fra primærsiden.

Bregnede verdier	
Effekttap	177,55 W
Tilsynelatende effekt	666,36 VA
Reaktiv effekt	642,27 VAR
Z_k	$2,96 \cdot 10^{-4} \Omega$
R_k	$7,89 \cdot 10^{-5} \Omega$
X_k	$2,85 \cdot 10^{-4} \Omega$

Figur 30 viser strøm og spenning påtrykket primærsiden. Vinkelen mellom strøm og spenning er regnet ut i likning 59 og viser at strømtransformatoren er induktiv med en vinkel på $75,15^\circ$. Det påpekes at noe av denne faseforskyvningen skyldes sannsynligvis spenningsbidraget fra fluksen i målesløyfen.

$$\phi = \cos^{-1}\left(\frac{P}{S}\right) = \cos^{-1}\left(\frac{177,55}{666,36}\right) = 74,54^\circ \quad (59)$$



Figur 30: Strøm og spenning på primærsiden

For å kunne dele Z_k opp i bidrag fra primær- og sekundærsiden, ble følgende antakelser gjort:

1. Primærsidens induktans er ≈ 0
2. Forholdet mellom AC-motstand og DC-motstand er likt på primær og sekundærsiden. Likning 60.
3. Hver av sekundærsidene representerer et tap som er proporsjonalt med DC-resistansene.
4. Primærsidens resistans fordeles 25% på hver av sekundærviklingene når den sees fra sekundærsiden.

For å finne resistansen i primærviklingen sett fra hver av de fire sekundærsidene, benyttes antakelse 2.

$$\frac{R_{p,AC}}{R_{p,DC}} = \frac{R_{s,AC}}{R_{s,DC}} \quad (60)$$

$$R_{s,AC} = R_{p,AC} \cdot \frac{R_{s,DC}}{R_{p,DC}}$$

Videre er forholdet mellom resistansene referert primærsiden gitt av:

$$R_k = R_{p,AC} + \frac{\sum_{i=1}^4 R_{is,AC}}{N^2} \quad (61)$$

$$R_k = R_{p,AC} + \frac{\sum_{i=1}^4 R_{is,DC}}{R_{p,DC} \cdot N^2} \cdot R_{p,AC}$$

$$R_k = R_{p,AC} \left(1 + \frac{\sum_{i=1}^4 R_{is,DC}}{R_{p,DC} \cdot N^2} \right)$$

$R_{p,AC}$ blir da:

$$R_{p,AC} = \frac{R_k \cdot N^2}{\left(N^2 + \frac{\sum_{i=1}^4 R_{is,DC}}{R_{p,DC}} \right)} \quad (62)$$

Innsatt de aktuelle verdiene, der $R_{p,DC}$, $R_{1s,DC}$, $R_{2s,DC}$, $R_{3s,DC}$ og $R_{4s,DC}$ er hentet fra tabell 3 på side 40, blir dette:

$$R_{p,AC} = \frac{7,89 \cdot 10^{-5} \cdot 300^2}{300^2 + \frac{0,241+0,385+0,384+0,387}{4,8 \cdot 10^{-5}}} = 5,96 \cdot 10^{-5} \Omega \quad (63)$$

Motstanden $R_{p,AC}$ representerer dermed et tap gitt av likning 64

$$P_p = R_{p,AC} \cdot I^2 = 5,96 \cdot 10^{-5} \cdot 1500^2 = 134,17 \text{ W} \quad (64)$$

Differansen mellom totalt tap, og tap i $R_{p,AC}$ gir tapet på sekundærsiden. Da de 4 sekundærviklingene ikke har like stor resistans, vil tapet ikke fordeles ulikt mellom viklingene. Antakelse 3 benyttes derfor i likning 65 til 68 for å finne fordelingen til effekttapet.

$$1S = \frac{0,241}{0,241 + 0,385 + 0,384 + 0,387} \cdot 100 = 17,3 \% \quad (65)$$

$$2S = \frac{0,385}{0,241 + 0,385 + 0,384 + 0,387} \cdot 100 = 27,6 \% \quad (66)$$

$$3S = \frac{0,384}{0,241 + 0,385 + 0,384 + 0,387} \cdot 100 = 27,6 \% \quad (67)$$

$$4S = \frac{0,387}{0,241 + 0,385 + 0,384 + 0,387} \cdot 100 = 27,7 \% \quad (68)$$

Resistansene i sekundærviklingene kunne da beregnes ut fra formel 69.

$$R = \frac{P}{I^2} \quad (69)$$

$$R_{1S} = \frac{(177,55 - 134,17) \cdot 0,173}{5,19^2} = 0,279 \Omega \quad (70)$$

$$R_{2S} = \frac{(185,88 - 140,43) \cdot 0,276}{5,19^2} = 0,444 \Omega \quad (71)$$

$$R_{3S} = \frac{(185,88 - 140,43) \cdot 0,276}{5,18^2} = 0,446 \Omega \quad (72)$$

$$R_{4S} = \frac{(185,88 - 140,43) \cdot 0,277}{5,17^2} = 0,450 \Omega \quad (73)$$

Da induktansen på primærsiden er neglisjert vil all den reaktive effekten fra tabell 6 bli omsatt på sekundærsiden. Impedansene referert sekundærsiden kunne derfor regnes ut fra formel 74.

$$X = \frac{Q}{I^2} \quad (74)$$

$$X_{1S} = \frac{642,27 \cdot 0,173}{5,19^2} = 4,13 \Omega \quad (75)$$

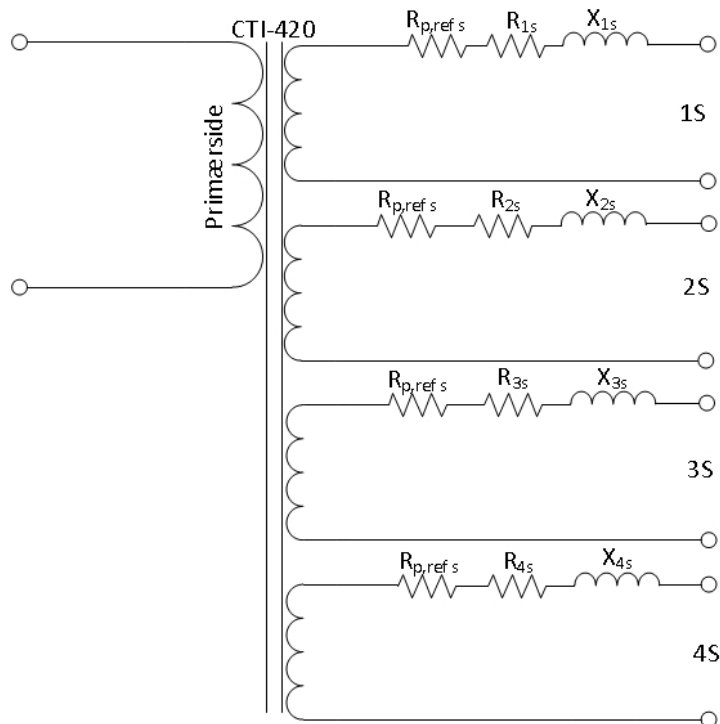
$$X_{2S} = \frac{642,27 \cdot 0,276}{5,19^2} = 6,58 \Omega \quad (76)$$

$$X_{3S} = \frac{642,27 \cdot 0,276}{5,18^2} = 6,61 \Omega \quad (77)$$

$$X_{4S} = \frac{642,27 \cdot 0,277}{5,17^2} = 6,66 \Omega \quad (78)$$

Primærsidens resistans kunne så refereres sekundærsiden etter antakelse 4. Dette er gjort i likning (79). Strømtransformatormodellen i figur 31 med kortslutningsimpedansen referert sekundærsiden kunne settes opp.

$$R_{p,refs} = \frac{R_{p,AC} \cdot N^2}{4} = \frac{5,96 \cdot 10^{-5} \cdot N^2}{4} = 1,34 \Omega \quad (79)$$



Figur 31: Strømtransformatormodell referert sekundærsiden

Verdiene på $R_{p,refs}$ og X anses her for å være urealistisk høye da de dominerer impedansen på sekundærsiden. Grunnen til dette er mest

sannsynlig at spenningen som måles er for høy på grunn av likning (58). Ved en enkel simulering i PSCAD viste disse verdiene å føre til en composite error $> 5\%$ ved en strøm på bare $14 \cdot I_n$. Dette bekrefter at antakelsen om at den målte spenningen er for høy på grunn av fluksbidrag i målesløyfen.

Det vil sannsynligvis være mulig å fjerne bidraget fra $\frac{d\phi}{dt}$ ved å legge måleledningene midt inne i strømtransformatoren der fluksen er null. Dette vil medføre å bore et 60 cm langt hull tvers igjennom strømtransformatoren. Dette lot seg dessverre ikke gjøre med tilgjengelig boreutstyr. Strømtransformatoren er laget av en type epoksy som hurtig sliper ned vanlig boreutstyr. Nødvendig utstyr for å bore igjennom dette vil være et hardmetallbor med lengde 60 cm (pris ca 6000).

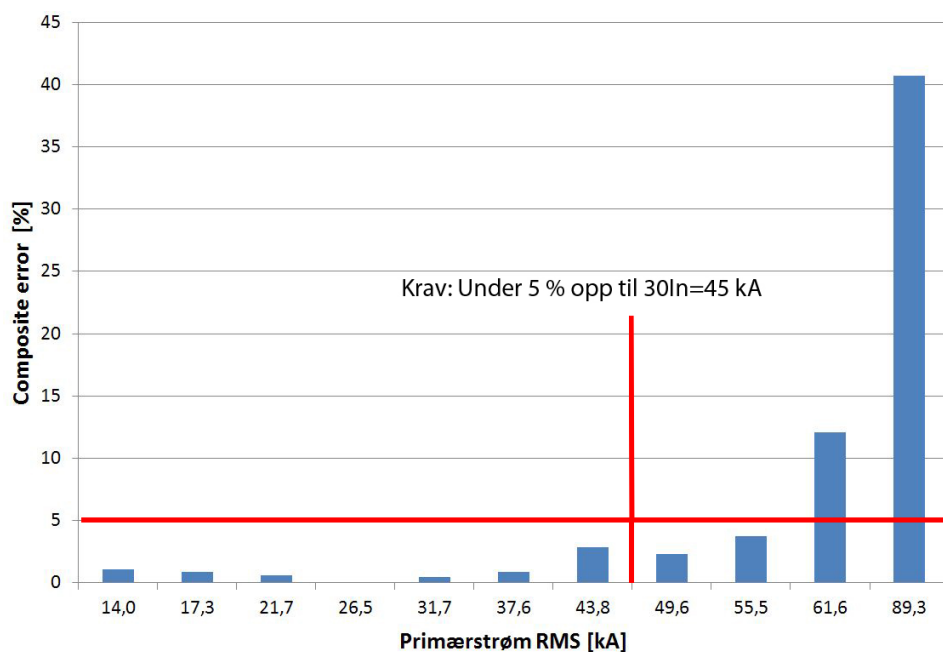
4.2 Kortslutningstest

Kortslutningstesten ble utført ved at et kortslutningsstøt ble påtrykket primærsiden ved hvert nivå på reaktorene. Totalt ble dette 11 kortslutningsstøt. Kjernene 1S, 3S og 4S forble kortsluttet under testen. Byrden som ble tilkoblet 2S var merkebyrde lik $2,4 \Omega$.

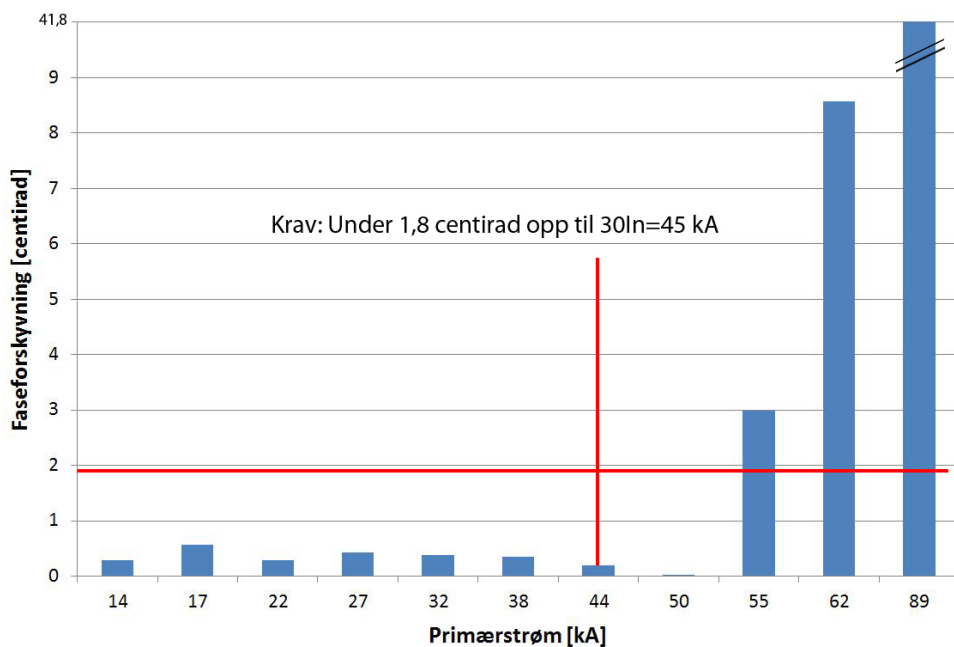
Tabell 8: Kortslutningsresultater

Reaktornivå	I_p [kA]	I ampl [kA]	ϵ_c [%]	Faseskift [centirad]	Varighet [ms]
10	14,0	19,8	1,1	1,3	500
9	17,3	24,6	0,9	3,0	500
8	21,7	31,0	0,6	3,7	500
7	26,5	38,0	0,0	1,2	500
6	31,7	44,9	0,4	0,4	500
5	37,6	53,5	0,9	0,1	500
4	43,8	62,4	2,9	1,3	500
3	49,6	70,6	2,3	3,0	500
2	55,5	79,0	3,7	2,9	500
1	61,6	88,7	12,0	12,0	250
0	89,3	125,4	40,7	41,8	250

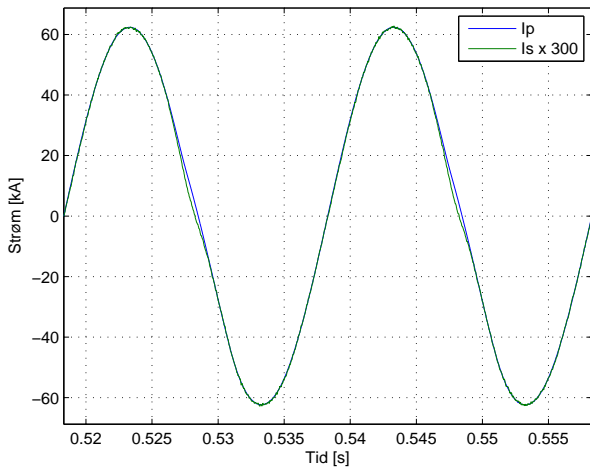
En grafisk fremstilling av ϵ_c viser at strømtransformatoren holder seg under kravet på 5% for strømmer helt opp til 55,5 kA som er 37 ganger nominell strøm. Den første målingen som overskrider dette kravet er kortslutningen på nivå 1 med RMS-verdi på 61,6 kA. Verdiene for fasevinkel overskrider kravet ved 49,6 kA. For de tre største kortslutningsstrømmene er deformasjonen av sekundærstrømmen så stor at det ikke gir mening å snakke om faseforskyvning. Disse verdiene tas likevel med som en indikasjon på forskjellen i nullgjennomgang på primærstrøm og sekundærstrøm. For kortslutningstestene mellom 14 til 37,6 kA er det god overensstemmelse mellom I_p og I_s . Deformasjon av sekundærstrømmen begynner først å bli synlig på nivå 4 når I_p har en verdi på 43,8 kA og derfor er kun resultatene for nivå 0 til 4 fremstilt grafisk her. Figurene for nivå 5-10 er gitt i vedlegg.



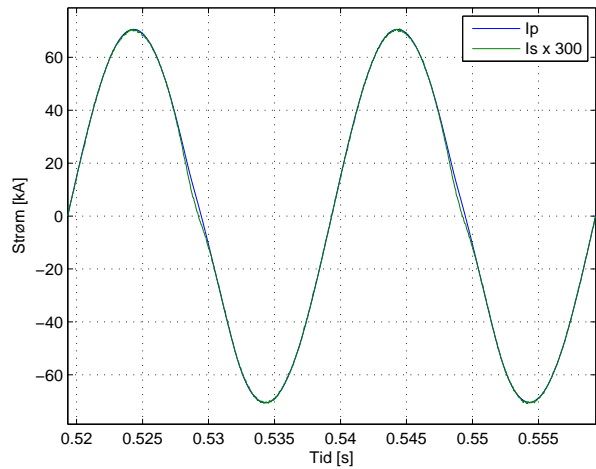
Figur 32: Composite error for de 11 kortslutningsstøtene mellom 14 og 89,3 kA. Composite error holder seg under 5 % for kortslutninger opp til 55,5 kA ($37 \cdot I_n$)



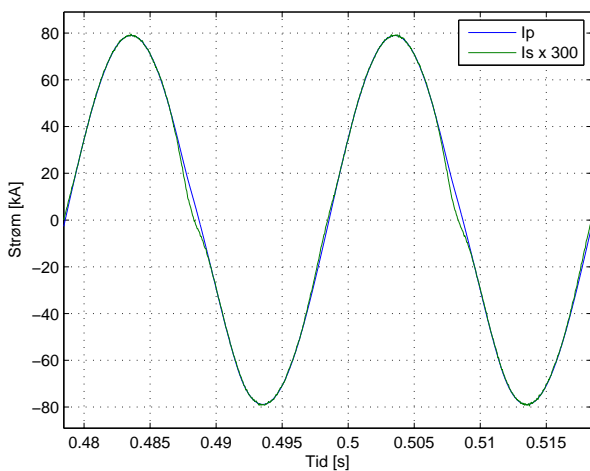
Figur 33: Faseforskyvning for de 11 kortslutningsstøtene mellom 14 og 89,3 kA. En ser at faseforskyvningen holder seg under 1,8 centirad for kortslutninger opp til 50 kA ($33 \cdot I_n$)



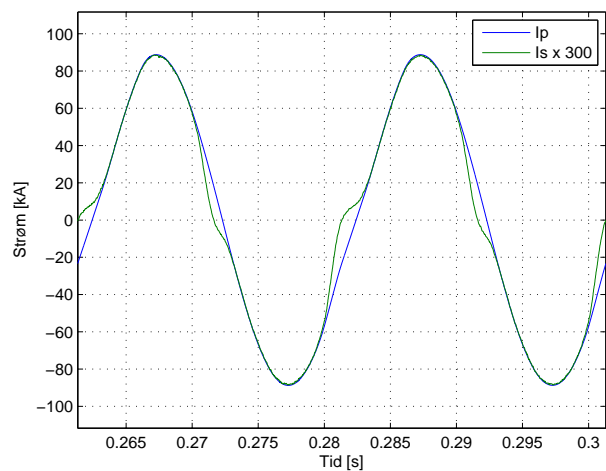
Figur 34: Nivå 4 på reaktorene. $I_p = 43,8$ kA. Deformering av sekundærstrømmen på grunn av metning begynner så vidt å bli synlig.



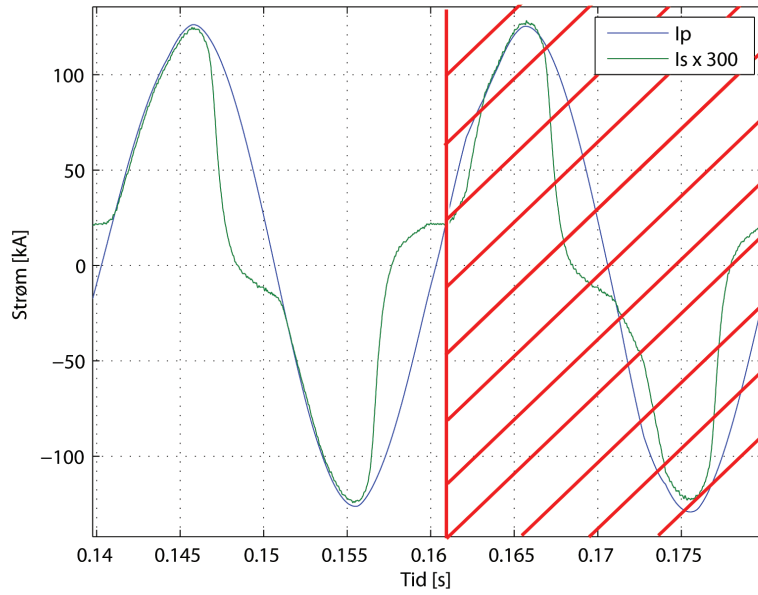
Figur 35: Nivå 3 på reaktorene. $I_p = 49,6$ kA. Deformering av sekundærstrømmen på grunn av metning i lik grad som ved nivå 4.



Figur 36: Nivå 2 på reaktorene. $I_p = 55,5$ kA. Deformering av sekundærstrømmen på grunn av metning i større grad. Fortsatt akseptabel differanse mellom I_p og I_s ifølge krav 12.3 i NEK 60044-1.



Figur 37: Nivå 1 på reaktorene. $I_p = 61,6$ kA. Kraftig deformering av sekundærstrøm på grunn av metning. Composite error og faseforskyvning som overskrider krav 12.3 i NEK 60044-1.



Figur 38: Reaktorer utkoblet. $I_p = 89,3$ kA. Ekstrem deformering av sekundærstrøm på grunn av metning. Dårlig sikring av tilførselskablene resulterte i overslag mellom viklingene på primærside av strømtransformatoren. Dette sees som en deformert primærstrøm i starten av andre periode (tidsrommet 0,161-0,163)

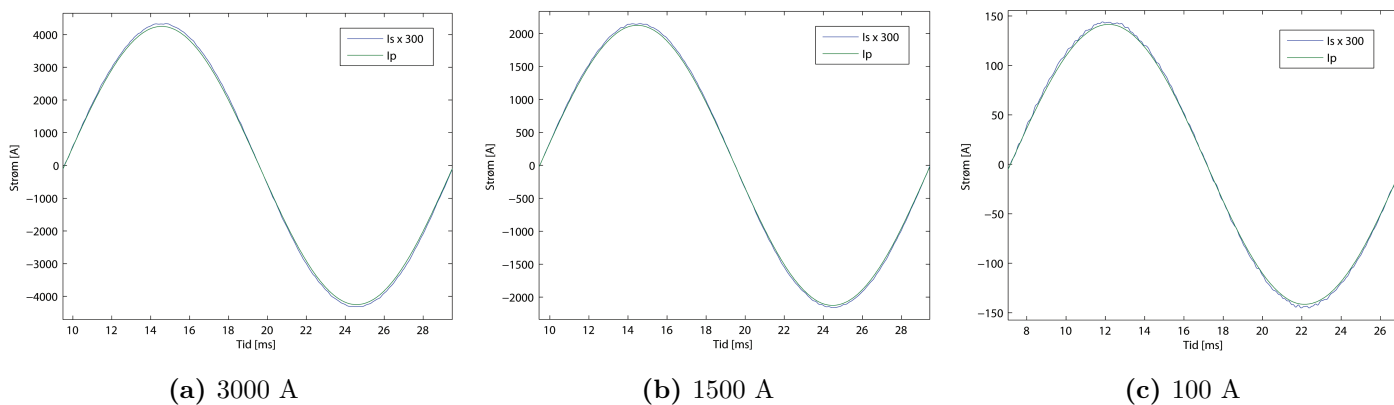
4.3 Stasjonær drift

Byrde lik merkebyrde 2,4 Ω

En primærstrøm på 100, 1500 og 3000 A ble, ved merkebyrde 2,4 Ω , påtrykket strømtransformatoren. Resultatene er gitt i tabell 9 og figur 39.

Tabell 9: Resultater med merkebyrde lik 2,4 Ω

I_p [A]	I_s [A]	Composite error ϵ_c [%]	Faseskift [centirad]
3000	10,22	2,35	2,14
1500	5,09	1,90	2,65
100	0,34	2,24	9,17



Figur 39: I_p og I_s de tre situasjonene. Merkebyrde lik 2,4 Ω tilkoblet sekundærkjerne 2S. 1S, 3S og 4S kortsluttet.

Sekundærstrømmen følger primærstrømmen veldig bra, og det er ikke direkte mulig å se noen tendenser i de tre tilfellene. Grunnen til dette er sannsynligvis usikkerheten i måleinstrumentene som ble brukt. For økt nøyaktighet i denne testen burde den vært utført ved direkte måling av ϵ_c . Dette er diskutert mot slutten av dette avsnittet.

Høy byrde: 90 Ω , 105 Ω , 120 Ω og 135 Ω

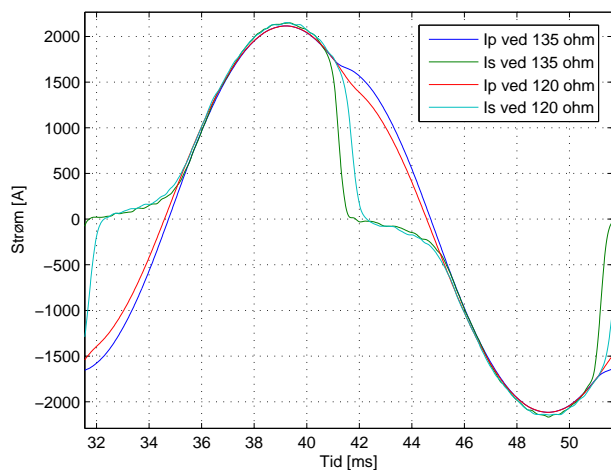
1500 A ble påtrykket primærsiden av strømtransformatoren mens en byrde på 90, 105, 120 og 135 Ω ble tilkoblet sekundærterminalene 2S etter tur. For å demonstrere forskjellen mellom composite error og vanlig avvik i RMS-verdi beregnes ϵ_{RMS} etter likning (80) og sammenlignes med ϵ_c i figur 42.

$$\epsilon_{RMS} = \frac{|I_p - 300 \cdot I_s|}{I_p} \quad (80)$$

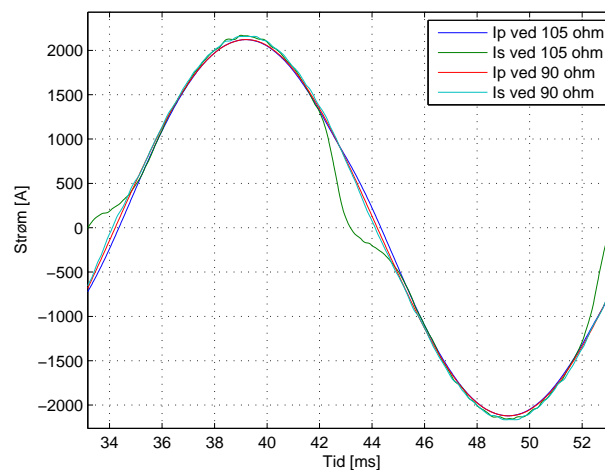
Tabell 10: Sammenligning av composite error og avvik i RMS-verdi. Påtrykket strøm er 1500 A.

$Z_b[\Omega]$	ϵ_{RMS} [%]	ϵ_c [%]
135	10,8232	46,8715
120	5,0992	34,9675
105	0,1014	16,4858
90	1,7261	2,3293

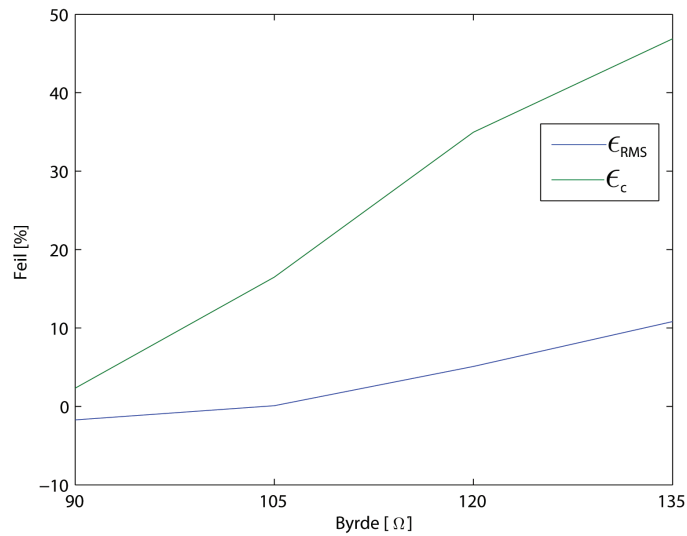
Primær- og sekundærstrøm for de fire forskjellige byrdene er vist i figur 40 og 41.



Figur 40: Sammenligning av I_p og $300 \cdot I_s$ for byrde 120 og 135 Ω . Deformering av I_p ved største byrde da spenningskilden ikke var stiv nok ved en så høy metningsgrad.

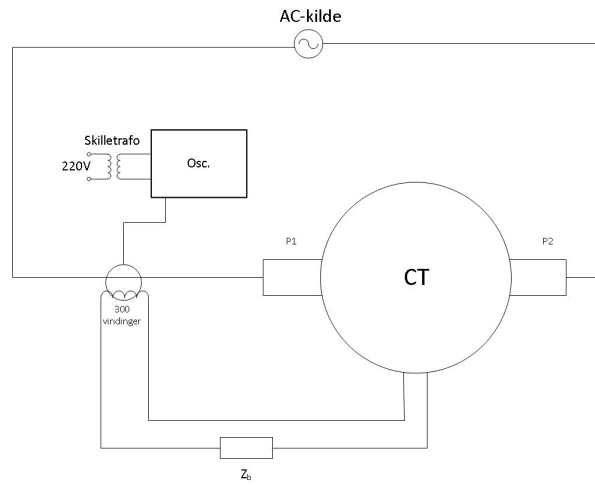


Figur 41: Sammenligning av I_p og $300 \cdot I_s$ for byrde 90 og 105 Ω .



Figur 42: Sammenligning av composite error og differansen mellom RMS-verdien av I_p og $300 \cdot I_s$. ϵ_c er mer pesimistisk enn ϵ_{RMS} på grunna v at composite error tar hensyn til faseforskyvning og harmoniske komponenter i sekundærstrømmen.

Det ble her også gjort en omfattende test av kjerne 2S med byrder lik Z_n , $2 \cdot Z_n$ og $3 \cdot Z_n$ der primærstrømmen ble endret trinnvis fra 5 A til 3000 A. Resultatene fra denne testen viste seg å være usikre da måleutstyret som ble brukt var for unøyaktig. Et nytt forsøk ble senere nedprioritert. Resultatene fra denne testen ligger derfor som vedlegg. Den eneste måten en kan få god nok nøyaktighet for dette forsøket er ved å måle I_ϵ direkte ved måle primærstrømmen og 300 ganger sekundærstrømmen i samme rogowskispole samtidig. For å få dette til, kunne en ha laget en spole med 300 vindinger og koblet denne til sekundærsiden. Videre kunne spolen legges sammen med tilførselskabelen til primærsiden slik at magnetfeltet fra disse motvirket hverandre. Strømmen som registreres av rogowskispolen vil da bli $I_\epsilon = I_p - K_n \cdot I_s$. Dette er illustrert i figur 43



Figur 43: Figuren viser en metode for å måle I_e direkte ved å legge 300 vindinger fra sekundærsiden sammen med en vinding fra primærsiden i en rogowskispole.

5 Simuleringsresultater

5.1 Kurvetilpasning av magnetiseringskarakteristikken

Hovedforskjellen på SINTEFs fortranbaserte modell (FM), og den modulbaserte modellen (MM), er hvordan kurvetilpasningen av magnetiseringskarakteristikken utføres.

Modulbasert modell (MM)

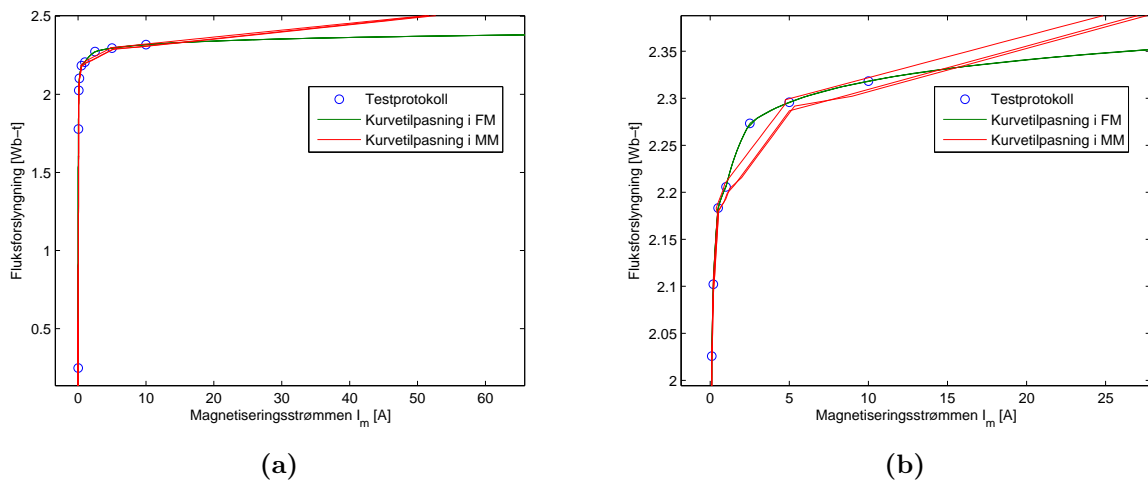
Komponenten saturable reactor som brukes i MM, genererer magnetiseringskarakteristikken ut fra lineære segmenter mellom de gitte punktene. Testrapporter oppgir sjelden data for over 110 % metningsgrad og dette skaper problemer med den lineære tilnærmingen. Når testrapporten ikke har punkter for like høye magnetiseringsgrader som oppnås i simuleringene, må magnetiseringskurven ekstrapoleres til de nødvendige verdiene. Ekstrapoleringen skjer lineært ut fra stigningstallet mellom de siste to punktene. Dette fører til en kraftig underestimering av magnetiseringsstrømmen I_m og er vist i figur 44. En annet problem med saturable reactor er de to kriteriene for punktene som legges inn:

1. Etterfølgende punkter må være strengt stigende.
2. Stigningstallet til segmentene må være strengt avtagende.

Punkter som motstrider 1 eller 2 forkastes automatisk. I figur 44, ser en at punkt 7 har blitt utelukket da dette punktet avviker fra kriteriet 2. Dette fører til dårlig nøyaktighet i kneområdet. Saturable reactor er også unøyaktig i kurvetilpasningen. Dette resulterer i at den bommer på enkelte punkter når den interpolerer seg frem og tilbake langs kurven. Dette vises som flere parallelle streker i magnetiseringskarakteristikken. Hvor mye dette har å si for resultatet er ikke vurdert, men det ble forsøkt å endre tidssteget i simuleringen uten at dette hadde noen effekt. For å unngå at MM hopper over punkter må en manuelt justere punktene i magnetiseringskarakteristikken slik at stigningstallet til etterfølgende segmenter blir avtagende. Dette er tidkrevende og blir fort unøyaktig. Derfor vurderes MM til å være uegnet for simuleringer av metning i strømtransformatorer. I de følgende avsnittene (med unntak av 5.5) vurderes derfor kun FM.

Fortranbasert modell (FM)

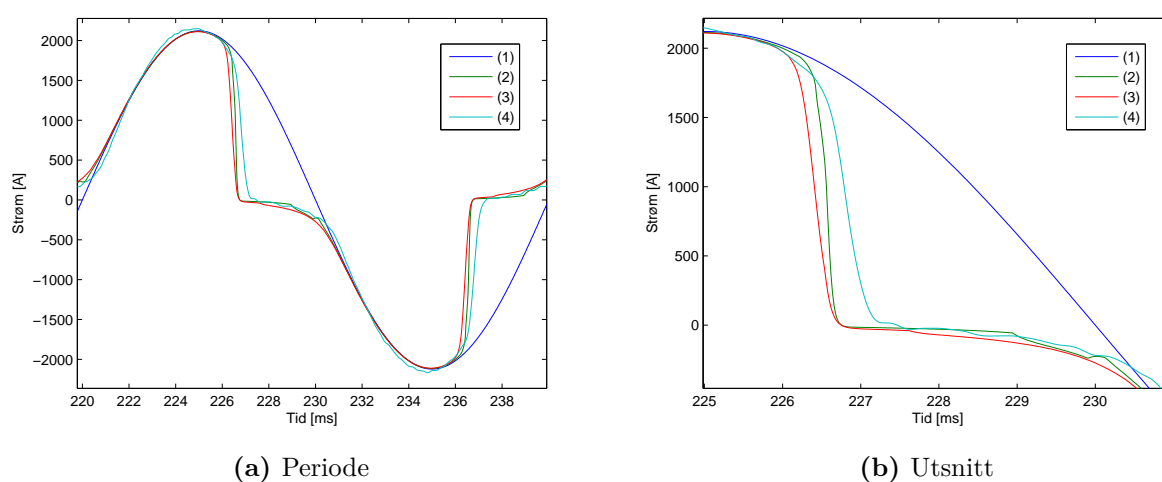
FM tilpasser kurven med lineære segmenter der stigningstallet er stort, og eksponentielle segmenter der stigningstallet er lavt. Ekstrapoleringen etter siste oppgitte punkt kan velges etter om en ønsker en lineær eller eksponentiell ekstrapolering. FM har ikke kriterie 2, og egner seg dermed mye bedre til å representere ankelpunktet på magnetiseringskarakteristikken og hopper ikke over punkter like lett. Ut fra figur 44 er det klart at FM gir den beste kurvetilpasningen til magnetiseringskarakteristikken.



Figur 44: (a) Forskjellen mellom den lineære tilpasningen i MM og den mer avanserte tilpasningen i FM for kjerne 2S.
(b) Utsnitt av kneområdet. Punkt 7 har automatisk blitt utelukket på grunn av kriteriet 2 nevnt over.

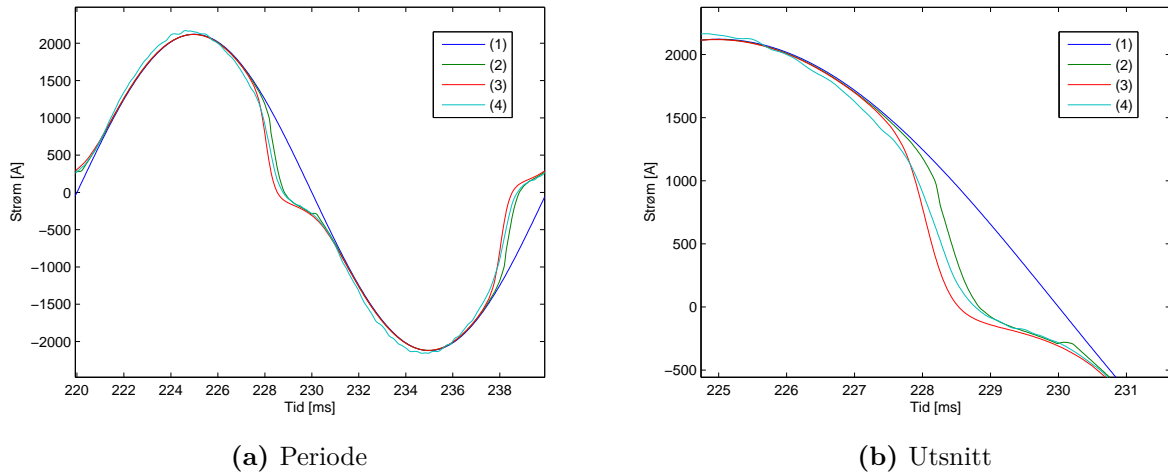
5.2 Verifisering av målt magnetiseringskarakteristikk og viklingsresistans

Magnetiseringskarakteristikken målt i avsnitt 4.1.2 på side 41 viste seg å være konsekvent lavere enn den gitt i testprotokollen. For å vurdere hvilke av de to magnetiseringskarakteristikkene som stemmer best med virkeligheten, ble hver av de to magnetiseringskarakteristikkene simulert for to situasjoner der byrden var svært høy og dermed fremprovoserte kraftig metning allerede ved nominell driftsstrøm. Disse to situasjonene er presentert i figur 45 og 46.



Figur 45: Simulerte og målte resultater ved $I_p = 1500$ A og byrde 135Ω

- (1) Simulert $I_p = 1500$ A
- (2) Simulert I_s . Magnetiseringskarakteristikk fra testprotokoll
- (3) Simulert I_s . Magnetiseringskarakteristikk fra egne målinger
- (4) Sekundærstrøm fra målinger



Figur 46: Simulerte og målte resultater ved $I_p = 1500$ A og byrde 105Ω

- (1) Simulert $I_p = 1500$ A
- (2) Simulert I_s . Magnetiseringskarakteristikk fra testprotokoll
- (3) Simulert I_s . Magnetiseringskarakteristikk fra egne målinger
- (4) Sekundærstrøm fra målinger

I begge tilfellene er det magnetiseringskarakteristikken fra testprotokollen som gir det resultatet som stemmer best med målingene av den ekte sekundærstrømmen. Årsaken til avviket i den målte magnetiseringskarakteristikken er diskutert i avsnitt 7 om feilkilder. Den målte magnetiseringskarakteristikken brukes derfor ikke videre i rapporten.

5.3 Verifisering av målt kortslutningsimpedans

For å verifisere resultatene for den målte kortslutningsimpedans i avsnitt 4.1.4, ble det gjort en simulering der verdier for kortslutningsimpedansen ble implementert i FM. Resultatet viste at “composite error” oversteg 5 % allerede ved en primærstrøm på 20,3 kA. Dette er langt dårligere enn testresultatene fra kortslutningstestene, og skyldes en urealistisk høy verdi for kortslutningsimpedansen som følge av fluksgjennomgang i målesløyfen. Dette diskuteres videre i avsnitt 7 om feilkilder. Også likestrømsmotstanden for primærside målt i avsnitt 4.1.1, gir en for høy verdi når den refereres til sekundærsiden. Dette skyldes sannsynligvis at en stor del av den målte resistansen ligger i overgangsmotstanden mellom måleapparatet og strømtransformatoren. Resultatene for kortslutningsimpedansen kan dermed anses så nært null at den kan neglisjeres.

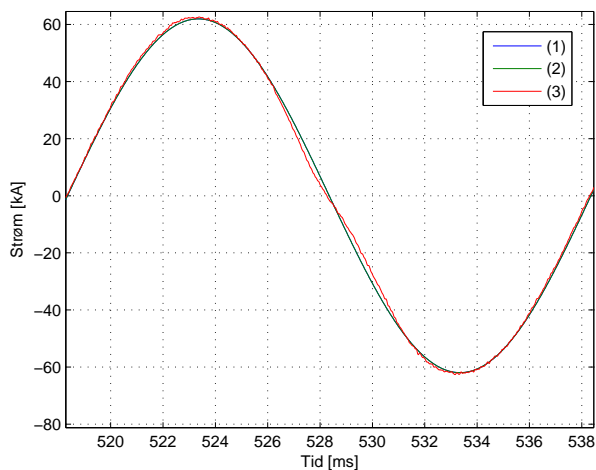
5.4 Verifisering av FM

Nøyaktigheten til FM er vurdert ved å simulere kortslutningene fra avsnitt 4.2, og sammenligne sekundærstrøm og composite error med målte verdier. En oversikt over simuleringene som er gjort er vist i tabell 11.

Tabell 11: Sammenligning av simulerte og målte verdier av composite error

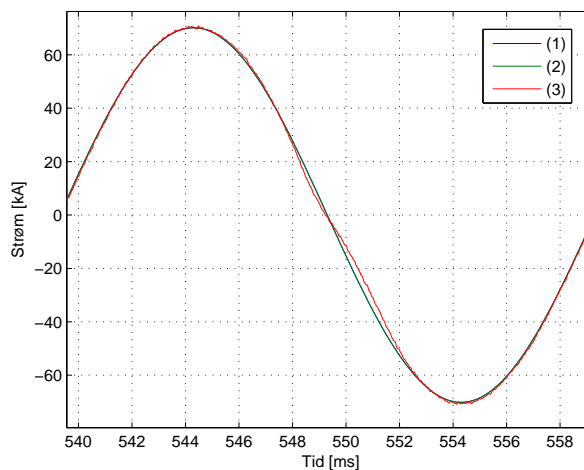
Byrde [Ω]	I_p [kA]	ϵ_c fra simulering [%]	ϵ_c fra målinger [%]
2,4	43,8	0,03	2,9
2,4	49,6	0,08	2,3
2,4	55,5	8,54	3,7
2,4	61,6	24,2	12
2,4	89,3	59,4	40,7
135	1,427	42,15	44,35
135	1,190	15,51	17,47
135	1,065	3,61	6,45

Alle simuleringene er gjort med data fra testrapporten.



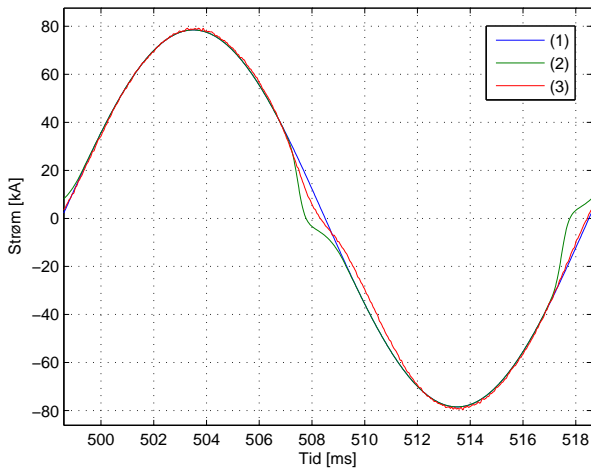
Figur 47: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 43,8 kA og byrde 2,4 Ω . Her ligger (1) og (2) oppå hverandre og visers derfor som en.

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



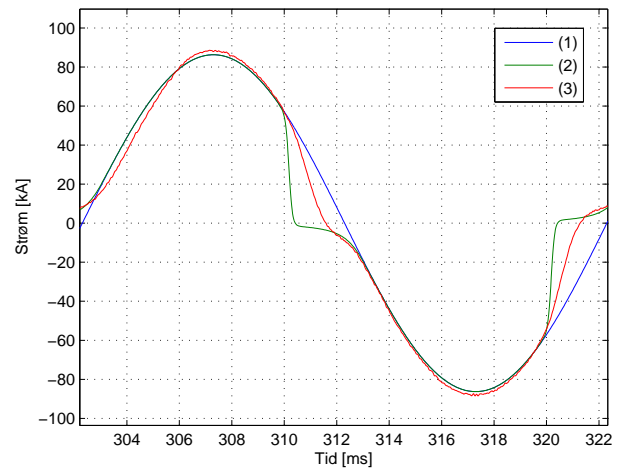
Figur 48: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 49,6 kA og byrde 2,4 Ω . Her ligger (1) og (2) oppå hverandre og visers derfor som en.

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



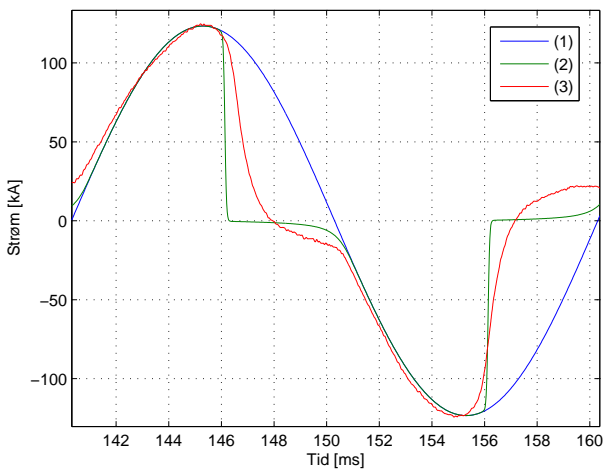
Figur 49: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 55,5 kA og byrde 2,4 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



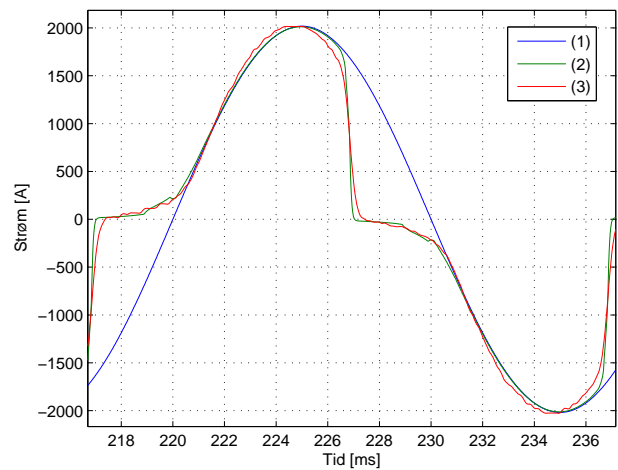
Figur 50: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 61,6 kA og byrde 2,4 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



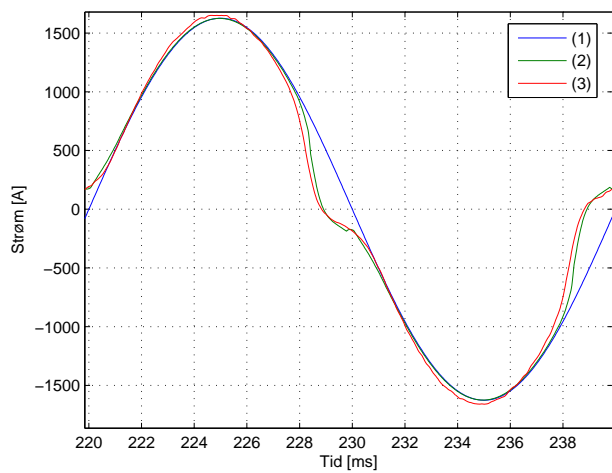
Figur 51: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 89,3 kA og byrde 2,4 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



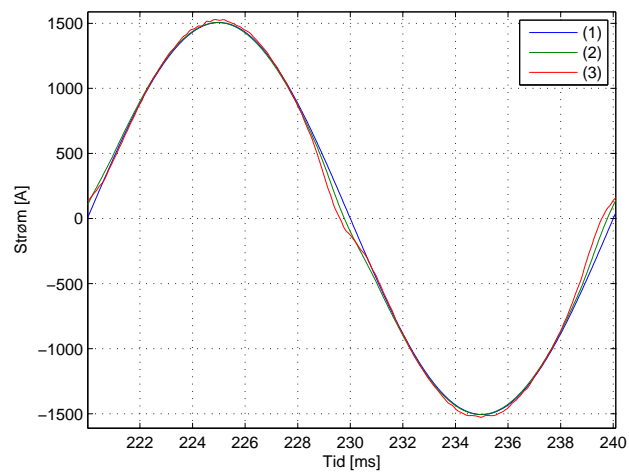
Figur 52: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 1467 A og byrde 135 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



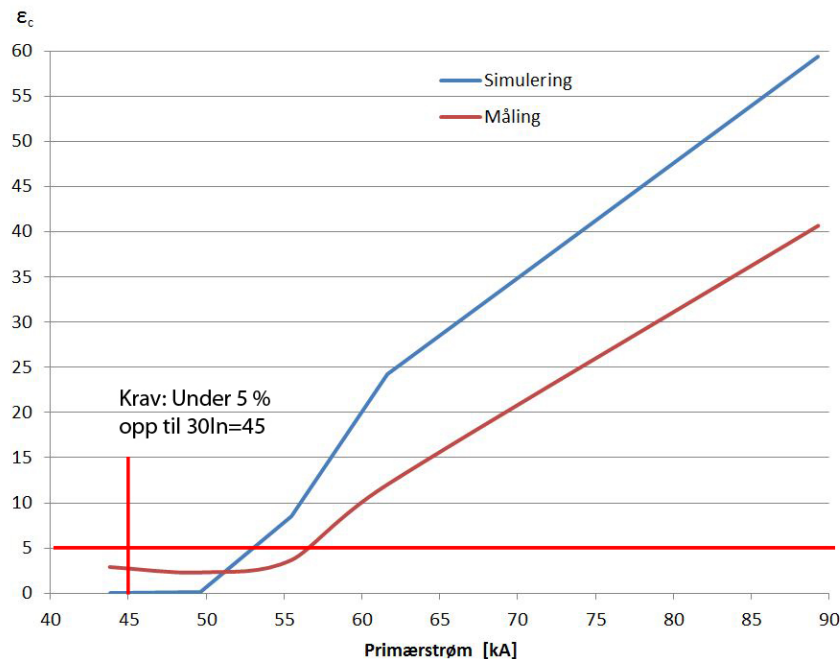
Figur 53: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 1150 A og byrde 135 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



Figur 54: Simulerte og målte resultater ved primærstrøm 1065 A og byrde 135 Ω

- (1) Simulert I_p
- (2) Simulert I_s
- (3) Målt I_s



Figur 55: Sammenligning av ϵ_c fra simulerte resultater og fra målte resultater. Simuleringene viste å gi høyest ϵ_c etter ca 50 kA ($\approx 33 \cdot I_n$). Mens for målingene under 50 kA var det målingene som ga høyest composite error. Dette kan skyldes harmoniske komponenter i I_s som ikke finnes i simuleringene. Nøyaktigheten til måleutstyret vil også spille en viktigere rolle når feilen blir mindre.

Som en ser av figur 47 til 51, er avviket mellom simulerte verdier i FM og målingene gjort i høystrømslabben betydelig. Avviket i testene som er gjort med byrde lik 135Ω , figur 52 til 54, er derimot mye mindre. Dette skyldes at fluksen i kjernen ikke når like store verdier som under kortslutningstestene. I figur 52 er ikke fluksen høyere enn at den gir en I_m på ca 2 A . Dette er godt innenfor magnetiseringskarakteristikken gitt i testprotokollen. Dermed trenger ikke FM ekstrapolere. For kortslutningstestene blir derimot $I_m \approx 131 \text{ A}$ som er over 10 ganger større enn den største strømmen i testprotokollen. FM må dermed ekstrapolere magnetiseringskarakteristikken, noe som kan gi store avvik. Dette tyder på at magnetiseringskarakteristikken i testprotokollen er riktig. En metode for å forhindre dette på er beskrevet i avsnitt 5.4.1.

5.4.1 Prosedyre for utvidelse av magnetiseringskarakteristikken

Bakgrunn

Ved måling av magnetiseringskarakteristikk må testspenningen begrenses for ikke å skade viklingene. Det er derfor ikke alltid mulig å måle magnetiseringskarakteristikken for de magnetiseringsstrømmene som oppstår ved en kortslutning. Testprotokollen til Arteches CTI-420 oppgir høyeste punkt ved $I_m = 10$ A, og FM ekstrapolerer derfor resten av magnetiseringskarakteristikken. Ekstrapoleringen kan gjøres på to måter [11]:

1. Ved å legge inn magnetiseringskarakteristikken direkte som gitt i testprotokollen, vil FM ekstrapolere eksponensielt.
2. Ved å legge inn det siste punktet i karakteristikken to ganger etter hverandre, vil FM ekstrapolere lineært.

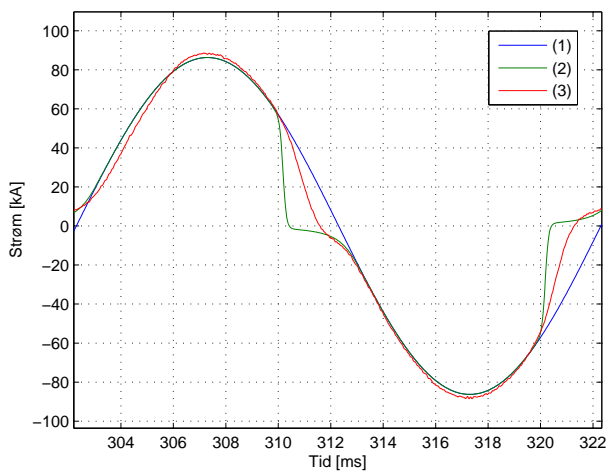
Ettersom magnetiseringskarakteristikk i teorien går mot $\mu_r = 1$, vil en lineær tilnærming være mest realistisk. Begge disse metodene har vist seg å gi store avvik fra virkeligheten. Det er derfor ønskelig å bestemme et punkt til i magnetiseringskarakteristikken, for en høyere metningsgrad, slik at en ikke behøver å benytte seg av en ekstrapolering. En metode for å kartlegge magnetiseringskarakteristikken ved høy metningsgrad er her beskrevet og testet.

Metode

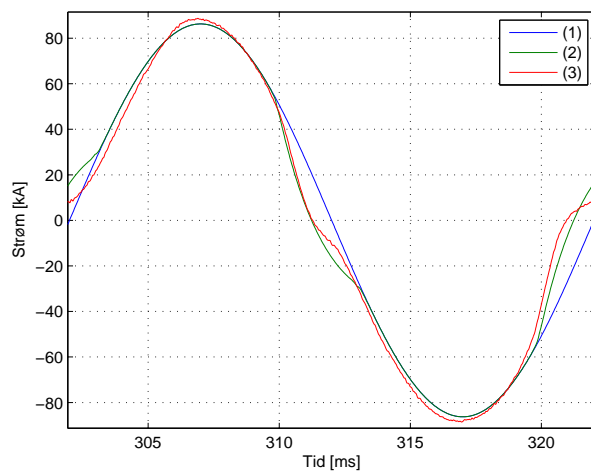
Ved å måle sekundærstrømmen under et kortslutningsstøt med et oscilloskop, kan resultatet sammenlignes med en simulering av sekundærstrømmen. Ved å legge til et punkt for en stor I_m i magnetiseringskarakteristikken, kan stigningstallet for det tilhørende linjesegmentet bestemmes. Stigningstallet velges slik at simuleringen stemmer overens med målingen.

Testing

Ved “prøv og feilmetoden” ble det punktet i magnetiseringskarakteristikken som stemte best med sekundærstrømmen fra kortslutningstesten på nivå 1 funnet. Punktet ble lagt til to ganger i magnetiseringskarakteristikken i FM. Dette er vist i tabell 12. Simuleringen med og uten denne tilpasningen er vist i figur 56 og 57.



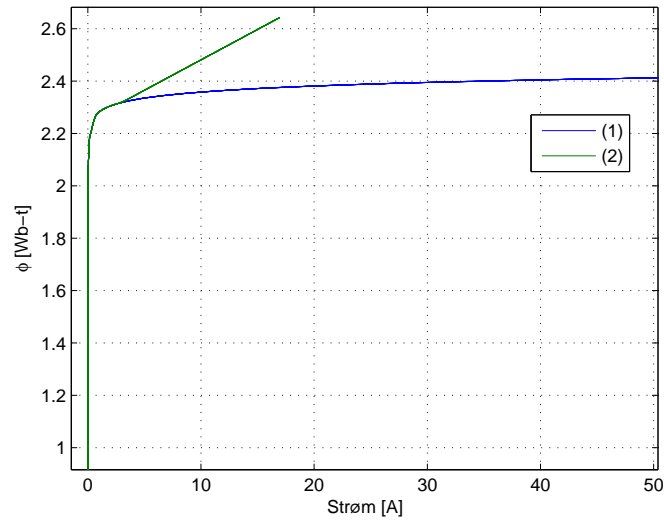
Figur 56: Nivå 1. primærstrøm 61,6 kA.
Opprinnelig mag.kar.



Figur 57: Nivå 1. primærstrøm 61,6 kA.
Tilpasset mag.kar.

Tabell 12: Opprinnelig og modifisert magnetiseringskarakteristikk

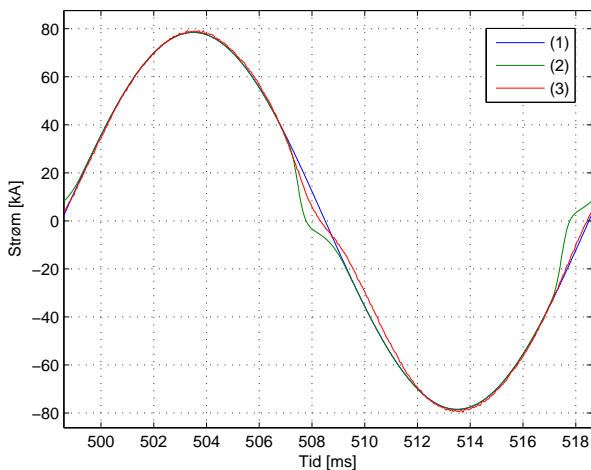
Opprinnelig mag.kar.		Utvidet mag.kar	
I_m	λ	I_m	λ
0	0	0	0
0,05	1,7781	0,05	1,7781
0,1	2,0257	0,1	2,0257
0,2	2,1022	0,2	2,1022
0,5	2,1833	0,5	2,1833
1	2,2058	1	2,2058
2,5	2,2733	2,5	2,2733
5	2,2958	5	2,2958
10	2,3183	10	2,3183
		10	2,319
		10	2,319



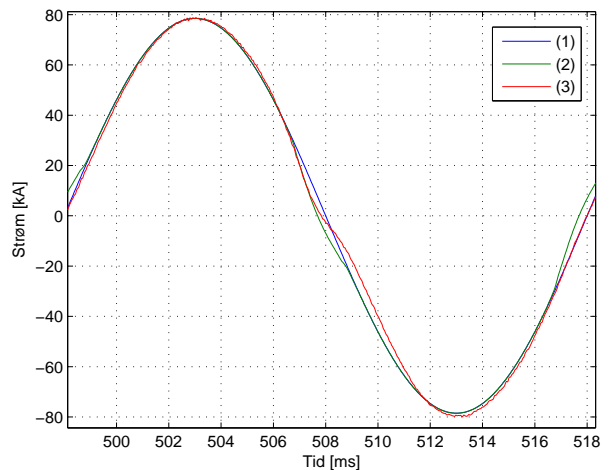
Figur 58: (1) Opprinnelig mag.kar
(2) Utvidet mag.kar.

Den opprinnelige magnetiseringskarakteristikken blir ekstrapolert eksponentielt, mens ved å legge inn et ekstra punkt to ganger etter hverandre, vil FM ekstrapolere lineært. Dette er benyttet i den utvidede magnetiseringskarakteristikken for å tilpasse simuleringene etter målingene gjort på nivå 1.

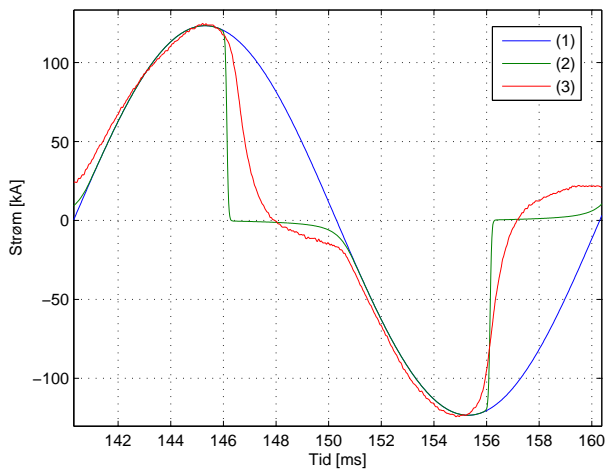
Kortslutningsstøtene på nivå 2 og nivå 0 ble så simulert med den nye utvidede magnetiseringskarakteristikken. Resultatene er gitt i figur 59 til 62.



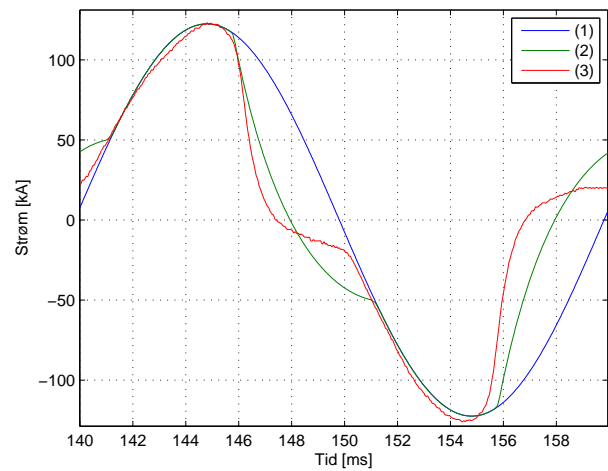
Figur 59: Nivå 2. primærstrøm 55,5 kA.
Opprinnelig mag.kar.



Figur 60: Nivå 2. primærstrøm 55,5 kA.
Tilpasset mag.kar.



Figur 61: Nivå 0. primærstrøm 89,3kA.
Opprinnelig mag.kar.



Figur 62: Nivå 0. primærstrøm 89,6 kA.
Tilpasset mag.kar.

Avviket mellom simuleringene og testresultatene er her mye mindre, noe som kan tyde på at den modifiserte magnetiseringskarakteristikken er en bedre tilnærming til virkeligheten. Det er fortsatt noe avvik. Noe av avviket kan skyldes implementering av en for høy viklingsresistans i simuleringen. I målingene av viklingsresistans i avsnitt 4.1.1 ble resistansen i 2S bestemt til $0,385 \Omega$ ved 18°C . Dette er 23 % mindre enn den resistansen oppgitt i testprotokollen og brukt i simuleringen. Det må også kommenteres at den tilpassede magnetiseringskarakteristikken ser urealistisk ut ettersom stigningstallet i det ekstrapolerte området er svært høyt.

5.5 Jerntapets innvirkning

Tomgangsresistansen til kjerne 2S ble i avsnitt 4.1.3 målt til $7\,475\ \Omega$. Motstanden ble implementert i den modulbaserte modellen (MM). Det ble simulert en stor strøm (89,3 kA) med høy metning og en lav strøm (14 kA), uten synlig metning for tilfellene med og uten tomgangsresistans. I begge tilfellene var byrden $2,4\ \Omega$. Resultatene er vist i tabell 13.

Tabell 13: Sammenligning av composite error med og uten tomgangsimpedans. Byrde lik merkebyrde $2,4\ \Omega$.

I_p [kA]	ϵ_c i % for $R_m \approx \infty$	ϵ_c i % for $R_m = 7475\ \Omega$	Avvik [%]
89,3	43,43	43,42	0,03
14,0	0,042	0,057	26,5

Som en kunne forvente er forskjellen svært liten for den høyeste strømmen. Det skyldes at $I_m \gg I_c$ under metning. Den prosentvise forskjellen er større for $I_p = 14\ \text{kA}$, men her er ϵ_c så lav at det ville kreve svært nøyaktige måleinstrumenter for å detektere.

For målekjernen 1S økte composite error med 20 % ved å implementere tomgangsresistansen ved merkestrøm (1500 A) og merkebyrde ($1,6\ \Omega$). Men en økning fra 0,1 % til 0,12 % er fremdeles av liten praktisk betydning.

6 Konklusjon

En modulbasert modell i PSCAD ble etablert og viste ved samme input, god overenstemmelse med SINTEFs fortranmodell FM. Noen svakheter knyttet til behandlingen av magnetiseringskurven ble avdekket i begge modellene.

SINTEFs fortranbaserte modell (FM)

Da magnetiseringskarakteristikken gitt i testprotokollen er mangelfull for høye magnetiseringsstrømmer (>10 A), vil modellen ekstrapolere data ut fra siste kjente linjesegment. Om dette gjøres lineært, oppleves et noe høyt stigningstall og dermed en lav metningsgrad i forhold til virkeligheten. Benyttes den eksponentielle ekstrapoleringen, blir resultatet motsatt, og en opplever en svært høy grad av metning sammenlignet med den målte fysiske responsen til strømtransformatoren. For en mer nøyaktig respons ved store feilstrømmer skulle en derfor hatt et punkt til for en høyere verdi av magnetiseringsstrøm. En metode for å utvide magnetiseringskarakteristikken er derfor foreslått i avsnitt 5.4.1.

Modulbasert modell (MM)

Den modulbaserte modellen benytter seg av den innebygde komponenten saturable reactor i PSCAD. Dessverre viste denne komponenten å ha flere svakheter. Komponentens utelukker automatisk punkter som ikke tilfredsstiller kravet om at stigningstallet til etterfølgende linjesegmenter må være monotont avtagende. Dette skapte store unøyaktigheter i kneområdet på magnetiseringskarakteristikken. Da det bare er mulighet for lineær ekstrapolering, blir ekstrapoleringen gjort ut fra stigningstallet til det siste linjesegment. Også her ser en nødvendigheten målt av et punkt for en høyere fluks, for å få et realistisk stigningstall på det ekstrapolerte linjesegmentet. Komponentens ga også en mindre konsistent kurvetilpasning mellom punktene slik at karakteristikken ble sammensatt av flere parallelle linjer. Effekten av dette er ikke studert.

Likestrømsmåling av viklingsresistanser

Viklingsresistansen på primær og sekundærside har blitt målt og sammenlignet med testprotokollen. Skundærviklingens resistans ble funnet å stemme godt overens med testprotokollen. Noe avvik anses som naturlig da ca 3,5 m av sekundærterminalene er fjernet. Primærsidens resistans viste seg

vanskeligere å måle da den er så lav at overgangsmotstanden til måleapparatet blir dominerende. Den kan derfor sies å ha neglisjerbar innvirkning på simuleringene.

Måling av magnetiseringskarakteristikk

Etterprøving av magnetiseringskarakteristikken ga et avvik på ca 2% for vernkjernene. For målekjernen var avviket større. Det var ikke mulig å finne noen klar årsak til dette. Magnetiseringskarakteristikken gitt i testprotokollen viste seg å gi de simuleringsresultatene som samsvarte best med kortslutningsmålingene. Det ble i avsnitt 4.1.2 påvist at stivheten til spenningskilden har innvirkning på magnetiseringskarakteristikken, og at en kan oppnå mer nøyaktige resultater ved å benytte seg av verdier for fluks og strøm i spennings nullgjennomgang i stedet for tradisjonelle toppverdier.

Jerntap

Tomgangsresistansen til alle fire sekundærkjernene har blitt beregnet. For å vurdere innvirkningen av denne, ble det simulert to kortslutningstilfeller, med og uten tomgangsresistans. Resultatet viste for en metningssituasjon der $I_p = 89,3$ kA at tomgangsresistansen hadde 0,03 % innvirkning på composite error. For feilstrømmen på 14 kA, der strømtransformatoren ikke er i metning, hadde composite error 26,5 % innvirkning, men her er composite error så liten at den i praksis vil være vanskelig å måle. For målekjernen 1S økte composite error fra 0,10 % til 0,12 % ved primærstrøm 1500 A og merkebyrde 1,6 Ω . Dette er en økning på 20 % ved implementering av tomgangsresistansen. I alle disse tilfellene anses påvirkningen av tomgangsresistansen å være uten praktisk betydning.

Kortslutningsimpedans

Kortslutningsimpedansen ble forsøkt målt både fra primærsiden og sekundærsiden av strømtransformatoren. Ved påtrykk av spenning fra sekundærsiden med primærsiden kortsluttet, viste viklingsforholdet seg å være så høyt at selve kortslutningen på primærsiden ville representere en motstand på flere $k\Omega$ sett fra sekundærsiden. Det ble derfor forsøkt å påtrykke merkestrøm på primærsiden med sekundærsidene kortsluttet i stedet. Spenningen som da ble målt over primærterminalene var 0,484 V, men varierte med over 15 % alt etter hvor mye fluks som passerte inni målesløyfen. En måte å eliminere bidraget av fluksen vil være å bore et hull

tvers igjennom strømtransformatoren og legge spenningsmålingen langs primærviklingen der fluksen er tilnærmet lik null. På grunn av den spesielle epoksyen strømtransformatoren er laget av, lot ikke dette seg gjøre med tilgjengelig boreutstyr. Basert på de utførte kortslutningstester og simuleringer av disse, er det sannsynlig at kortslutningsimpedansen er av liten betydning for nøyaktigheten under metning.

Simulering og tester

Ifølge krav for strømtransformatorer av typen 5P i NEK 60044-1, skal ikke composite error overstige 5 %, og faseforskyvningen skal ikke overstige 1,8 centirad $\approx 1^\circ$ for strømmer opp til $30 \cdot I_n$. Strømtransformatoren overholdt kravet for strømmer opp til og med $37 \cdot I_n = 55,5$ kA. Det viste seg generelt vanskelig å finne måleinstrumenter som tilfredsstilte kravet til faseforskyvning. Ettersom composite error er definert som momentanavviket mellom primærstrømmene referert primærsiden, vil denne påvirkes hvis I_s og I_p ikke er i fase. Den beste måten å måle composite error på er derfor å legge 300 turns fra sekundærsiden og en turn fra primærsiden gjennom sammen rogowskispole eller LEM-modul, og på den måten måle feilstrømmen I_e direkte. Slik vil en kunne neglisjere innvirkningen av faseforskyvning rogowskispolen eller LEM-modulen. Under kortslutningstestene ble primærstrømmen målt med en rogowskispole og sekundærstrømmen med en LEM-modul.

7 Feilkilder

Magnetiseringskurver

Det viste seg å være et betydelig avvik i fluks mellom de målte magnetiseringskarakteristikkene og magnetiseringskarakteristikkene i testprotokollen. De målte kurvene var konsekvent lavere enn de i testprotokollen. Resultatene fra simuleringene viste at det var magnetiseringskarakteristikken fra testprotokollen som ga best resultat sammenlignet med målingene i høystrømlabben. Det gir grunn til å anta at målingene er feil. Noen forskjellige årsaker til dette er her diskutert:

- **Forskjellig beregningsmetode**

Hvis testprotokollen hadde påtrykket spenning fra en svak kilde og brukt ekte RMS-verdi til å beregne fluksen i stedet for kalibrert RMS, ville den beregnede fluksen bli for lav. Dette skyldes at ved en deformert spenning blir $U_{RMS} < U_{kalibrert}$. Dette ville i så fall ført til en for lav fluks der spenningen er deformert (for store I_m). Dette ville i så fall vært sammenlignbart med det som observeres for vernkjernene i avsnitt 4.1.2. Her nærmer magnetiseringskarakteristikken fra testprotokollen seg den målte magnetiseringskarakteristikken for høye verdier av fluks/magnetiseringsstrøm.

- **Fratrekk for den resistive komponenten i magnetiseringsstrømmen.**

Om en dekomponerer I_{exc} og kun bruker I_m i magnetiseringskarakteristikken, vil det kun gi bidrag på X-aksen og ikke Y-aksen av magnetiseringskarakteristikken.

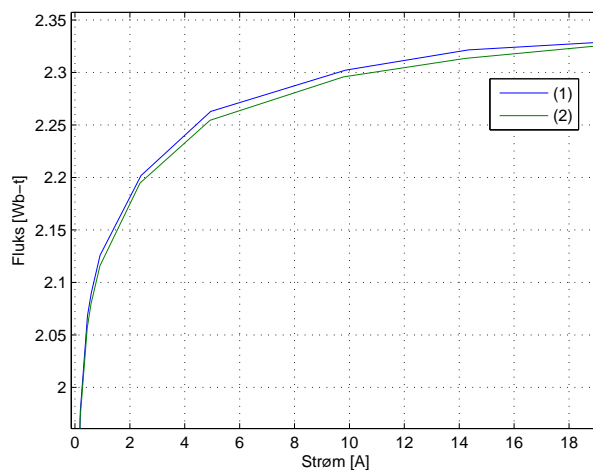
- **Avkappede terminalkabler**

Ledningene til terminalene på sekundærsiden ble forkortet med ca 3,5 m da isolatoren ble fjernet. Den ekstra lengden på terminalene ville representert en ekstra motstand på ca 0,015 Ω [23]. Videre ville spenningen som ble påtrykket sekundærsiden vært 0,3 V høyere ved 20 A strøm. Dette spenningsfallet er alt for lite til å forklare forskjellen i fluks. I tillegg ville det gitt en større differanse mellom de to kurvene for høyere I_m . I stedet ser en at kurvene sammenfaller for høye I_m .

- **Spenningskildens stivhet**

Dersom spenningskilden ikke er stiv nok, vil testspenningen deformeres og gi en lavere $U_{kalibrert}$ og dermed en lavere flukstopp. Når en plotter

toppverdi av strøm mot toppverdi av spenning, vil en derfor lese av en unøyaktig verdi av fluks. Selv om bruk av kalibrert RMS bedrer dette, kan resultatet bli enda mer nøyaktig med bruk av nullgjennomgangsmetoden beskrevet i avsnitt 2.4. Fluks og strøm leses da av i spenningens nullgjennomgang og en vil få mer korrekte verdier for strøm og fluks [24].



Figur 63: (1) Beregnet ut med metode fra NEK 60044-6
(2) Nullgjennomgangsmetoden.

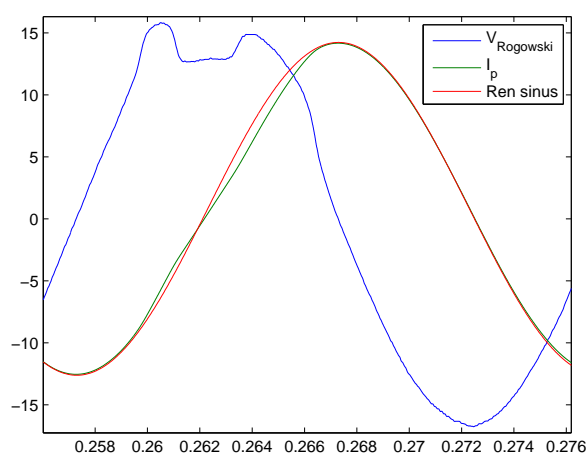
I dette tilfelle ser en at nullgjennomgangsmetoden ga en lavere fluks enn den tradisjonelle metoden i NEK 60044-6. En ender dermed opp med en magnetiseringskarakteristikk som avviker enda mer fra den i testprotokollen.

- **Unøyaktighet i måleinstrumenter**

Unøyaktigheter i målingene diskuteres under **Generelt**.

Kortslutningstest

Unøyaktighet i måleinstrumenter vil alltid være en kilde til feil. Når målte resultater sammenlignes med simuleringer, kan det alltid oppstå avvik. Strømmene som påtrykkes i et laboratorium er ikke perfekte sinusfunksjoner. De inneholder harmoniske komponenter og vil i tillegg deformeres hvis ikke kilden er stiv nok. Dette var særlig tydelig under kortslutningstestene og under stasjonærdriftstestene der en hadde høy metning i testobjektet. Da spenningen fra rogowskispoler er proporsjonal med den deriverte av strømmen, vil avvik fra en ren sinus vises ekstra tydelig her.



Figur 64: $V_{rogowski}$ integreres for å finne I_p og sammenlignes med en perfekt sinus. Spenningen fra rogowskispolen viser tydelig at I_p avviker fra en perfekt sinus. Dette tilfelle er fra kortslutningstesten på nivå 1 der $I_p=61,6$ kA.

Proporsjonalitetskonstanten til rogowskispolen ble, ved hjelp av LEM-modulen, bestemt til å være 0,188 V/kA. Denne faktoren ble målt ved 400 A. Det vil derfor være naturlig at avvik kan forekomme for større strømmer.

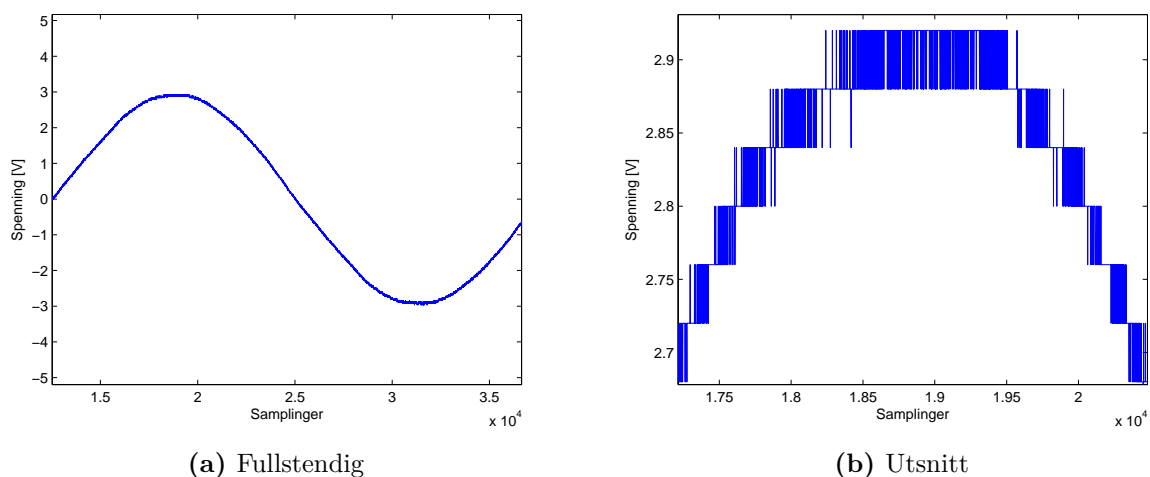
Kortslutningsimpedans

De allerede nevnte forholdene med fluksgjennomgang i målesløyfen for spenning er den viktigste feilkilden i dette forsøket.

Generelt

De fleste målingene har blitt gjort med et 8-bits, MSO 2014 oscilloskop. 8 bits henviser til at oppløsningen på vertikalaksen har 256 steg. Det er derfor viktig

å utnytte hele aksene når en gjør målinger med et oscilloskop. For å demonstrere dette er det tatt utgangspunkt i en av spenningsmålingene fra avsnitt 4.1.2.



Figur 65: En av spenningsmålingene til magnetiseringskurven for 2S. En utsnitt av toppen viser en måleunøyaktighet på 39 mV.

Siden Y-aksen kun har 256 mulige steg til å representere signalet, vil det være en kvantiseringsfeil på minst et steg. Det vil i dette tilfelle være $\frac{10\text{ V}}{256} = 39\text{ mV}$. Når spenningen ikke utnytter hele Y-aksen, slik som i figur 65, vil den kvantiserbare feilen kunne utgjøre en vesentlig del av spenningen. I dette tilfellet ble det brukt en differensialprobe med skalering 1/200 og kvantiseringsfeilen blir derfor å utgjøre $39\text{ mV} \cdot 200 = 7,6\text{ V}$. Dette utgjør en feil på ca 1,3 %. Differensialproben vil i tillegg ha en unøyaktighet i omsetningsforholdet som også vil spille inn. Det lyktes ikke å finne dokumentasjon på nøyaktigheten til differensialproben. Til tross for de nevnte feilkilder, ble oscilloskopet benyttet på grunn av fleksibiliteten det gir for etterbehandling av måledata. Oscilloskopet i kombinasjon med differensialproben ble testet for målefeil mot en kalibrator, og en målefeil på 0,39 % ble målt. Signalet utnyttet da hele Y-aksen. Dette stemmer bra med at den beregnede unøyaktigheten da ville være $\frac{1}{256} = 0,39\%$. Shuntmotstander og motstand i LEM-modulene ble også kalibrert, men også her vil usikkerhet oppstå som følge av at resistansen endres med temperatur.

8 Videre arbeid

For å klare å måle spenningen over strømtransformatoren uten bidrag fra fluks, må det bores et hull tvers igjennom strømtransformatoren og tre spenningsmålingen gjennom. Epoksyen som omslutter kjernen består av en form for slipemiddel som gjør det umulig å bore i den med vanlige metallborer. Det må derfor kjøpes en 60 cm lang hardmetallbor (veiledende pris 6000 kr) for så å bore tvers igjennom strømtransformatoren. Hvis en klarer å måle spenningen over primærterminalene under påtrykk av nominell primærstrøm, kan kortslutningsimpedansen beregnes ut fra matlabkoden som ligger som vedlegg.

Videre ville det vært interessant å måle feilstrømmen I_e direkte ved metoden beskrevet i avsnitt 6. Det må da lages en spole med nøyaktig 300 vindinger som har stor nok diameter til at den kan plasseres i senter av en rogowskispole med passende merkestrøm og nøyaktighet. På den måten kan en nøyaktig måle feilstrømmen I_e under normal drift og direkte sammenligne denne med simuleringer.

9 Vedlegg

9.1 Stasjonær drift

I denne testen ble nøyaktigheten til alle fire kjernene testet for strømmer mellom $100 A$ og $2xI_n = 3000 A$. Dette ble gjort for tre forskjellig byrder. I tillegg ble nøyaktigheten ved svært små strømmer ($<50A$) for en av vernkjernene undersøkt. Resultatene er fremstilt grafisk. Talldata finnes som vedlegg.

Tabell 14: Variasjon av parametre

I_p	Byrde [Ω]	Byrde [Ω]	Byrde [Ω]
300	2,4	7,2	14,4
1500	2,4	7,2	14,4
3000	2,4	7,2	14,4

Tabell 15: Avvik i RMS-verdier for kjerne 2S med byrde $2,4\Omega$

Måling nr.	I_{pRMS} [A]	$300 \cdot I_{sRMS}$ [A]	Differanse [A]	Avvik [%]
1	2984,3	3016,3	32,0	1,07
2	2500,1	2527,9	27,8	1,11
3	2055,8	2074,8	19,0	0,92
4	1468,4	1485,9	17,5	1,19
5	1014,5	1026,5	12,0	1,18
6	505,6	504,9	0,7	0,14
7	76,0	73	3,0	3,95

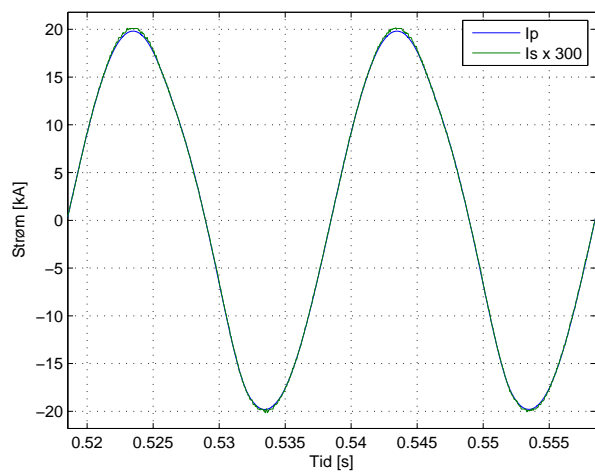
Resultatene for byrde lik $7,2$ og $14,4 \Omega$ ble ikke beregnet. Det ble oppdaget at unøyaktigheten i måleutstyret var større enn unøyaktigheten i strømtransformatoren.

9.2 Kortslutningstest

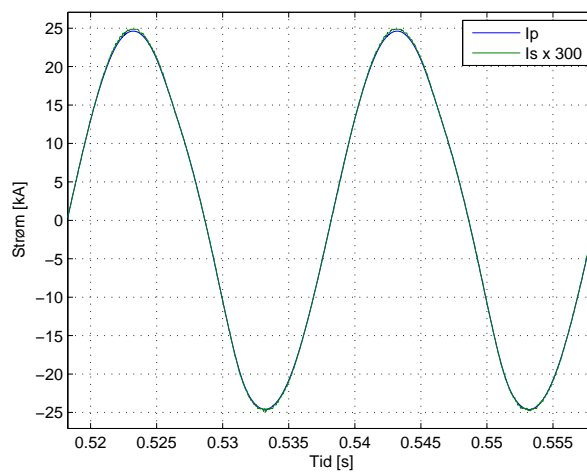
Her følger sammenligningen av primær og sekundærstrøm 14 til 37,5 kA.

Byrde=2,4 Ω .

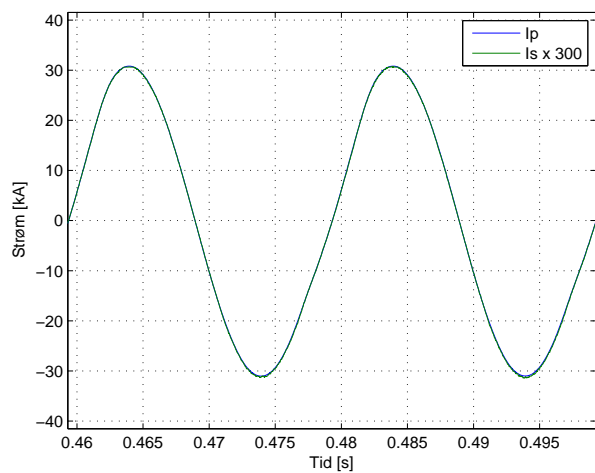
Varighet på støtene = 500 ms.



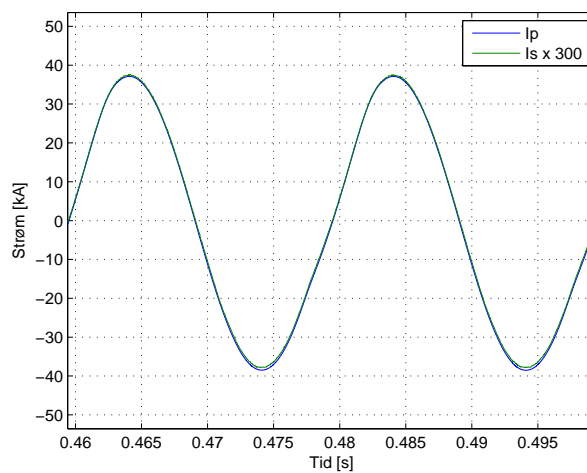
Figur 66: Nivå 10. $I_p = 14$ kA



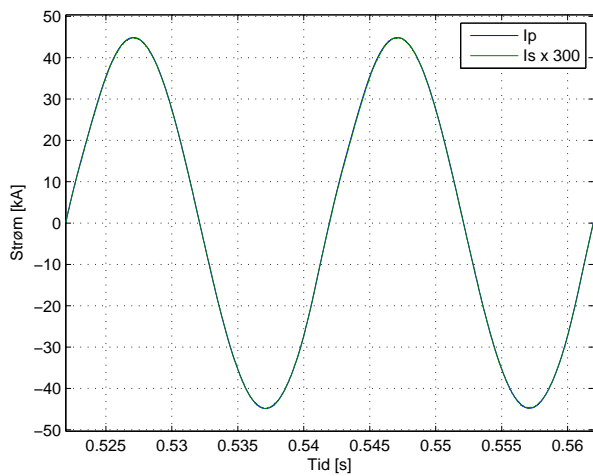
Figur 67: Nivå 9. $I_p = 17,3$ kA



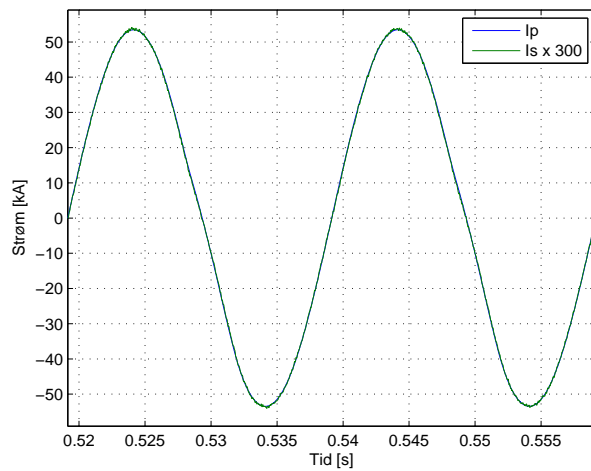
Figur 68: Nivå 8. $I_p = 21,7$ kA



Figur 69: Nivå 7. $I_p = 26,5$ kA



Figur 70: Nivå 6. $I_p = 31,7$ kA



Figur 71: Nivå 5. $I_p = 37,6$ kA

For strømmene 14 til 37,6 kA presterer testobjektet så bra at I_p og $300 \cdot I_s$ ligger oppå hverandre. Det er ingen synlig deformasjon i I_s . Composite error og faseforskyvning er også så liten at målefeilen i instrumentene er dominerende.

9.3 Datablad Arteche CTI-420

Beskrivelse	Verditekst	Verdi nr	Måleenhet
Eier	Statnett		
Fabrikat	ARTECHE		
Fabrikasjonsnummer	832006/2		
Typebetegnelse	CTI- 420		
Alle/L1-L2-L3/0-punkt	L2		
Koblet nåværende plassering	19.11.2004		
Fabrikasjonsår		1984	*
Idriftsatt første gang	01.11.1985		
Merkespenning		420	kV
Omsetning	1500-3000/5/5/5/5A		
Overstrømsfaktor	1,0xIn		
Merkestrøm (koblet)		3000	A
Termisk grensestrøm		40	kA
Omkoblbar prim/sek	Prim.		
Totalvekt		1025	kg
Primærtilkobling	Ø60 X 125 mm Cu		
Høyde til primærtilkopling		3645	mm
Olje/Gass/Epoksy/Luft	OLJE		
Oljetype	Shell Diala G		
Oljevekt		210	kg
Antall Kjerner		4	stk
Kjerne 1 Klemmenr	1S1-1S2		
Kjerne 1 Merkestrøm (sek)		5	A
Kjerne 1 Merkeytelse (VA)	40VA		
Kjerne 1 Klasse/ overstrømsiffer	0,2Fs5		
Kjerne 2 Klemmenr	2S1-2S2		
Kjerne 2 Merkestrøm (sek)		5	A
Kjerne 2 Merkeytelse (VA)	60VA		
Kjerne 2 Klasse/ overstrømsiffer	5P30		
Kjerne 3 Klemmenr	3S1-3S2		
Kjerne 3 Merkestrøm (sek)		5	A
Kjerne 3 Merkeytelse (VA)	60VA		
Kjerne 3 Klasse/ overstrømsiffer	5P30		
Kjerne 4 Klemmenr	4S1-4S2		
Kjerne 4 Merkestrøm (sek)		5	A
Kjerne 4 Merkeytelse (VA)	60VA		
Kjerne 4 Klasse/ overstrømsiffer	5P30		

9.4 Prosentvis spenningsfall over viklingsresistanser

Tabell 16 viser spenningsfallet over R_s under målingen av magnetiseringskarakteristikken. Spenningsfallet overstiger 2 % for kjerne 2S og må derfor korrigeres for dette [7]. Utregningen av spenningsfall er gjort etter formel (81)

$$U_{\%} = \frac{I_{max} \cdot R_s}{U_{max}} \quad (81)$$

Tabell 16: Tabellen viser prosentvis spenningsfall over R_s for alle de fire sekundærkjernene.

Måling nr	1S	2S	3S	4S
1	30,83	1,41	1,70	1,83
2	22,14	0,99	1,39	1,18
3	11,61	0,69	0,69	0,67
4	6,56	0,35	0,35	0,33
5	2,90	0,17	0,18	0,16
6	1,34	0,07	0,06	0,06
7	0,67	0,05	0,04	0,04
8	0,26	0,04	0,01	0,02
9	0,14	0,02	0,01	0,01
10	0,08	0,01	0,01	0,00
11	0,02	0,01	0,01	0,01

9.5 Testprotokoll Arteche CTI-420

Hasle 420 B1

P-530



Saksbeh./Adm. enhet/Tlf.nr:
Arve Maala/TE/2252 7510

Dok. id:
193568

Vår dato:
2000-06-30

Sida:
1/1

AS Energia
Postboks 25
3901 PORSGRUNN

Trigo Yaz.

Prøveprotokoller Hasle

Vi ber om å få tilsendt prøveprotokoller og målskisser for strømtransformatorer Fabrikat Artech Type CTI 420 med fabrikkasjons nr: 832006/2/3/1

Vi ber om kopier så raskt som mulig da det skal gjennomføres revisjon av avregningskjeden der disse transformatorene er montert.

Med hilsen
Statnett SF

*Please send Test Reports
asap.*

Arve Maala
Senioringeniør

D Holt

03/07 00

Pls find enclosed the Test Reports requested

as energia
ENERGITEKNIKK

Postboks 265,
3901 Porsgrunn
Tlf.: (47) 35 55 93 18
Fax: (47) 35 55 93 19

*Best regards
Artech Prof. Jesús*

3-7-2000

03/07 00



TEST CERTIFICATE N.º 892006 Pg. 1 of 6
 CURRENT TRANSFORMER TYPE CTT-420

ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS S.A.

CUSTOMER: MAKETA (NORUEGA-SI)
 HIS REFERENCE: _____
 QUANTITY: 3
 TESTS ACCORDING TO STANDARDS: IEC-185

TECHNICAL DATA

RATIO	<u>1500/5</u>	<u>1500/5</u>	<u>1500/5</u>	<u>1500/5</u>		
PRIMARY TERMINAL MARKINGS	<u>P₁-P₂</u>	<u>P₁-P₂</u>	<u>P₁-P₂</u>	<u>P₁-P₂</u>		
PRIMARY CONNECTION						
THERMAL RATING	<u>40 KA·I'</u>					
DYNAMIC RATING	<u>100 KA</u>					
SECOND TERMINAL MARKINGS	<u>1S1-1S2</u>	<u>2S1-2S2</u>	<u>3S1-3S2</u>	<u>4S1-4S2</u>		
RATED OUTPUT	<u>40 VA</u>	<u>60 VA</u>	<u>60 VA</u>	<u>60 VA</u>		
CLASS	<u>0.2</u>	<u>5P30</u>	<u>5P30</u>	<u>5P30</u>		
EXTENDED CURRENT RATING	<u>100%</u>	<u>100%</u>	<u>100%</u>	<u>100%</u>		
FACTOR	<u>F_s ≤ 5</u>					

HIGHEST SYSTEM VOLTAGE: 450 KV.

FREQUENCY: 50 Hz.

MUNGUÍA 84-11-29

CERTIFIED CORRECT: [Signature]
 ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS S.A.



TEST CERTIFICATE N.º 832.006 Pg. 2 of 6
 CURRENT TRANSFORMER TYPE CTI-420

ELECTRÓNICA ARTECHE HERMANOS S.A.

CUSTOMER: MAXETA (NORUEGA-SI)

HIS REFERENCE: _____

QUANTITY: 3

TESTS ACCORDING TO STANDARDS: IEC-475

TECHNICAL DATA

RATIO	<u>3000/5</u>	<u>3000/5</u>	<u>3000/5</u>	<u>3000/5</u>		
PRIMARY TERMINAL MARKINGS	<u>P₁-P₁</u>	<u>P₁-P₂</u>	<u>P₁-P₂</u>	<u>P₁-P₂</u>		
PRIMARY CONNECTION						
THERMAL RATING						
DYNAMIC RATING						
SECOND TERMINAL MARKINGS	<u>1S1-1S2</u>	<u>2S1-2S2</u>	<u>3S1-3S2</u>	<u>4S1-4S2</u>		
RATED OUTPUT	<u>40VA</u>	<u>60VA</u>	<u>60VA</u>	<u>60VA</u>		
CLASS	<u>0,2</u>	<u>5P30</u>	<u>5P30</u>	<u>5P30</u>		
EXTENDED CURRENT RATING	<u>100%</u>	<u>100%</u>	<u>100%</u>	<u>100%</u>		
FACTOR	<u>F_s ≤ 5</u>					

HIGHEST SYSTEM VOLTAGE: 450 KV.

FREQUENCY: 50 Hz.

MUNGUÍA: 24-11-29

CERTIFIED CORRECT: _____



TEST CERTIFICATE N.° 832.006 Pg. 3 of 6

CURRENT TRANSFORMER TYPE CTI-420

ELETTROTECNICA ARTECH E IERMANOS S.p.A.

ROUTINE TESTS

1) Verification of TERMINALS MARKINGS

2) APPLIED TEST VOLTAGE for 1 minute between the terminals of the primary winding connected together and earth:

68.000 V.-50 Hz.

3) APPLIED TEST VOLTAGE for 1 minute between the terminals of the secondary winding connected together and earth:

2000 V.-50 Hz.

4) INTER TURN TEST VOLTAGE applied for 1 minute between the terminals LS1-LS2, 2S1-2S2 (exciting current 5, 5 A.)
3S1-3S2, 4S1-4S2 5, 5

19,5-510 V.-50 Hz
510-510 V.-50 Hz.

5) Verification of the ACCURACY (see next pages)

6) Verification of the ACCURACY LIMIT FACTOR

SECOND.	R-75° C	Z	Calculation of the secondary limiting e. m. f.	Value of the exciting current
<u>2S1-2S2</u>	<u>0,503</u>	<u>1,4</u>	<u>$150 \sqrt{(0,503+1,92)^2 + 1,4^2} = 422,7V$</u>	<u>$= 0,05 \times 5 \times 30 = 7,5A$</u>
<u>2S1-3S2</u>	"	"	"	"
<u>4S1-4S2</u>	"	"	"	"

7) Verification of the INSTRUMENT SECURITY FACTOR

SECOND.	R-75° C	Z	Calculation of the voltage that shall be applied	Value of the exciting current
<u>1S1-3S2</u>	<u>0,326</u>	<u>1,6</u>	<u>$5 \times 5 \sqrt{(0,326+1,28)^2 + 0,96^2} = 46,8V$</u>	<u>$20,1 \times 5 \times 5 = 2,5A$</u>

8) Partial discharges test:

468 kV 10 sec. -
286 kV 1 min. <10 pC



TEST CERTIFICATE N.° 832006 Pg. 4 of 6
CURRENT TRANSFORMER TYPE RTS-420

ELECTROTECNICA ARTECHE HERNANDEZ S.A.

MAGNETISATION TABLE OBTAINED
APPLYING A SINUSOIDAL
VOLTAGE OF 50 Hz ON THE SECONDARY
AND WITH THE
PRIMARY OPEN-CIRCUITED

TRANSFORMER N.° 1

SECONDARY 151-152	
V	A
23,5	20
21,5	10
19,5	5
19	2,5
18,5	1
18,2	0,5
17,8	0,2
17,5	0,1
17	0,05
13,5	0,01

SECONDARY 251-252	
V	A
	20
515	10
570	5
505	2,5
490	1
485	0,5
467	0,2
450	0,1
395	0,05
55	0,01

SECONDARY 381-382	
V	A
	20
515	10
570	5
500	2,5
490	1
475	0,5
465	0,2
445	0,1
392	0,05
52	0,01

SECONDARY 411-412	
V	A
	20
575	10
570	5
500	2,5
487	1
475	0,5
460	0,2
445	0,1
390	0,05
55	0,01


 TEST CERTIFICATE N.° 832006 Pg. 5 of 6
 CURRENT TRANSFORMER TYPE CT-420

ELECTROTECNICA ARTIGIANALE ITALIANA S. A.

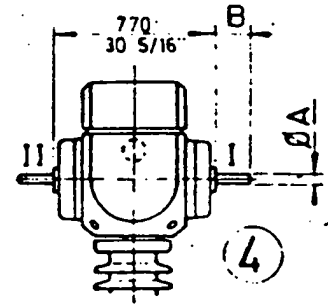
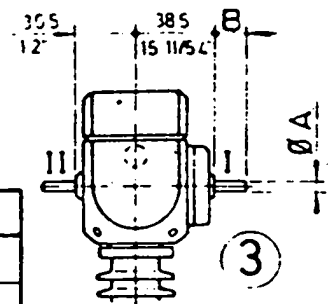
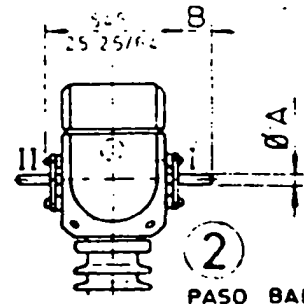
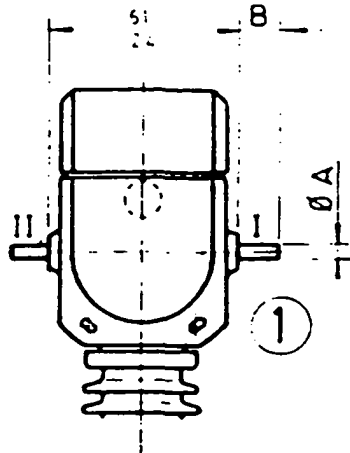
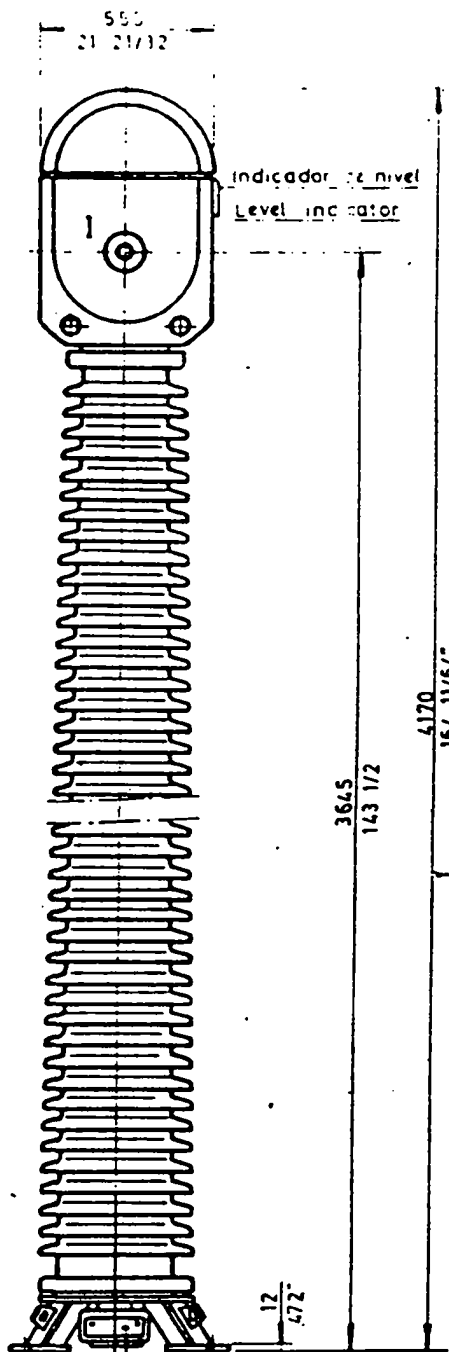
Transfo. N.°	Ratio	Termin.	Burden	% of Rated current	± Percentage current error	± Phase displ. in minutes	Magnet. values at 50 Hz.			
							V	A		
832006/1	1500/5A	15M52	40VA	120	+0,10	0	19	2,5		
				100	+0,12	-1				
				20	+0,07	-1				
			5	+0,05	+1					
			10VA	120	+0,17	-1				
				5	+0,15	+0				
	25-282	60VA		100	-0,03	0	422,7	60,2		
	3000/5A	15M52	40VA	100	-0,03	0	422,7	60,2		
				25-282	60VA	100			-0,03	-1
				45-482	60VA	100			-0,03	-1
			60VA	120	+0,10	0				
				25-282	60VA	100			-0,03	0
25-312				60VA	100	-0,03			0	
45-482	60VA	100	-0,05	0						
832006/2	1500/5A	15M52	10VA	120	+0,12	0	19,5	2,5		
				100	+0,12	-1				
				20	+0,07	-1				
			5	+0,03	+1					
			10VA	120	+0,17	-1				
				5	+0,15	0				
	25-282	60VA		100	-0,03	-1	422,7	60,2		
	3000/5A	15M52	40VA	100	-0,03	0	422,7	60,2		
				25-282	60VA	100			-0,03	-1
				45-482	60VA	100			-0,03	-1
			60VA	120	+0,12	0				
				25-282	60VA	100			-0,03	-1
25-312				60VA	100	-0,03			0	
45-482	60VA	100	-0,05	-1						



TEST CERTIFICATE N.º 832006 Pg. 6 of 6
 CURRENT TRANSFORMER TYPE CTI-470

ELECTROTECNICA ARTELUZIN HERMANOS S.A.

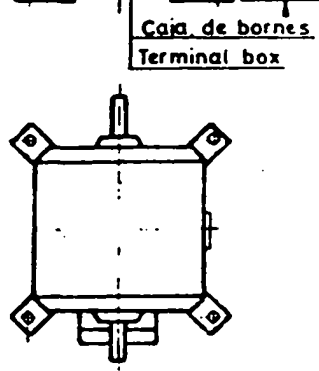
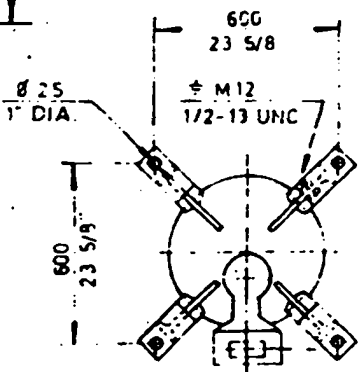
Transfo. N.º	Ratio	Termin.	Burden	% of Rated current	± Percentage current error	± Phase displ. in minutes	Magnet. values at 50 Hz.	
							V	A
832006/3	1500/5A	151482	10VA	100	+0,08	+1	18	2,5
				20	+0,08	0		
				5	+0,03	+1		
				5	-0,08	+3		
				5	+0,15	0		
	3000/5A	151482	10VA	100	+0,15	+1	422,7	0,2
				100	-0,03	-1		
				100	-0,03	-1		
				100	-0,03	0		
				100	-0,03	0		



POSICION	I	II	Ø A	B
1				
2				
3				
4	P ₁	P ₂	60	125

PE SO WEIGHT	Kgs.	Lbs
ACEITE OIL	210	462
TOTAL	1025	2255

DIMENSIONES DE ANCLAJE
MOUNTING DIAGRAM



TRANSFO DE INTENSIDAD
CURRENT TRANSFORMER

CTI 420

Fecha:
22-1-82

Comprobado:
[Signature]

Dibujo
numero: 4.281.383

Las dimensiones son aproximadas.
Dimensions are only approximatives.

3201241

	N 832.006								
3201241									
	1S1	1S2	2S1	2S2	3S1	3S2	4S1	4S2	
	A	5	5	5	5	5	5	5	
	VA	40	60	60	60	60	60	60	
	CL	0,2	5P30	5P30	5P30	5P30	5P30	5P30	
	Fs	≤5							



MUNGUIA - VIZCAYA





PLACA DE SEÑALIZACION INTENSIDAD
CURRENT SECONDARY PLATE
PLAQUE DE REPERAGE COURANT

Escala	Fecha: 11 4 80	3)	
1/1	1)	4)	
	2)	5)	

Dibujo número: 3.201.241

CURRENT TRANSFORMER

○	TYPE	CTI-420		Nº	832.006		1984		
	Pri. T.	P ₁ -P ₂							
	I _{pn}	1500-3000						A	MUNGUIA - BISCAY
Kn =	I _{sn}	5	5	5	5			KV	
	Sec. T.	1S1-4S2	2S1-2S2	3S1-3S2	4S1-4S2			450/680/1550	
	VA	40	60	60	60			I.th. 40 KA 1 S	
	CL	0,2	5P30	5P30	5P30			dyn 100 KA	
	Ext. %	100	100	100	100			Hz 50	
	SF	≤ 5						Ins.	
								-40°C / +40°C	
4205.568	Total W.	1.025		Kg.	Oil W.	210		Kg.	
○	<p>IMPORTANT HERMETICALLY SEALED UNIT OPENING FORBIDDEN</p>								
								POS. 	



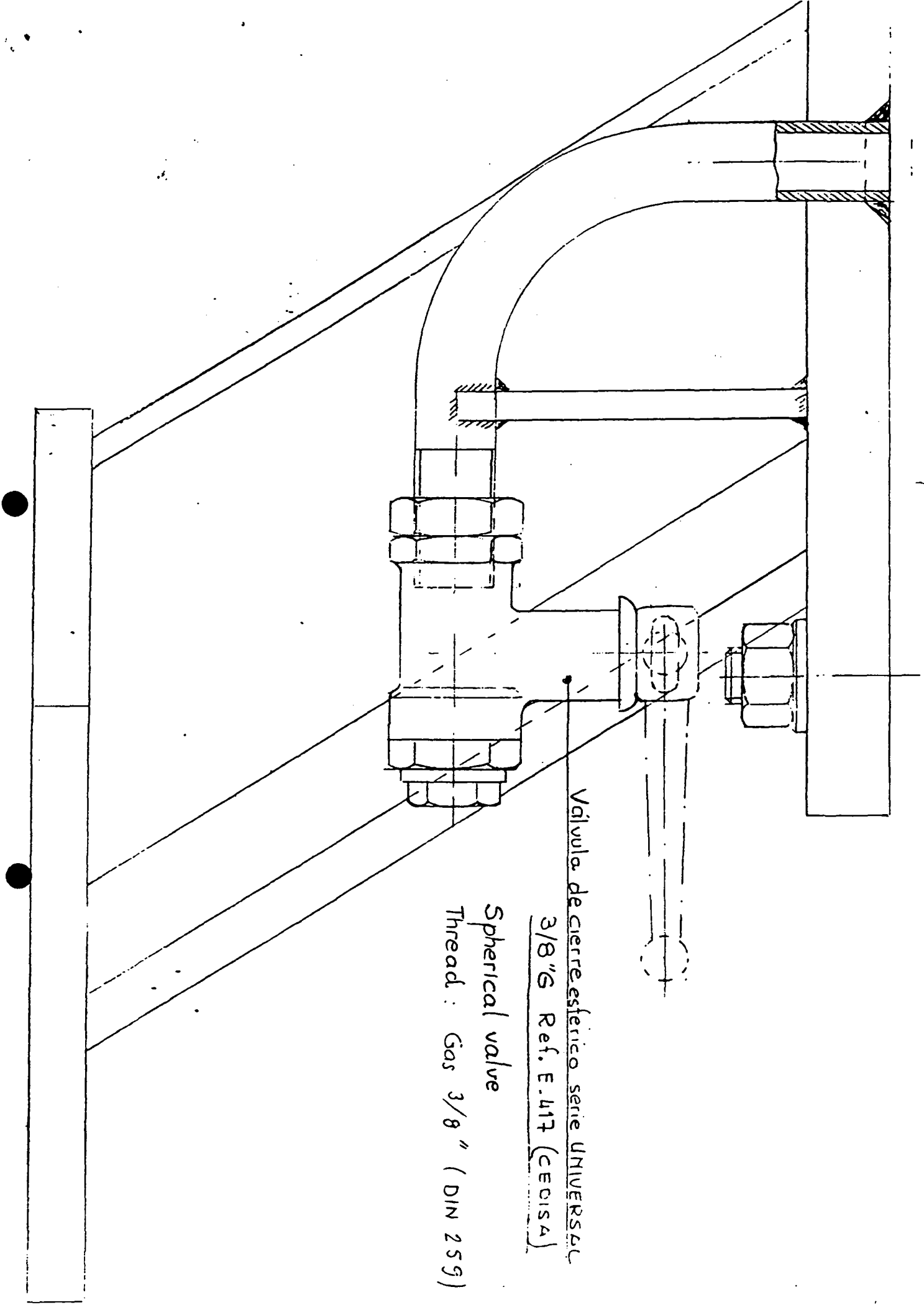
MUNGUIA - VIZCAYA

Las dimensiones son aproximadas
Dimensions are only approximates

PLACA DE CARACTERISTICAS INTENSIDAD
CURRENT RATING PLATE (Texto ingles)

Escala 1:1
Fecha: 21-1-82
1) _____
2) _____
3) _____
4) _____
5) _____

Dibujo número: 4.205.568



Válvula de cierre esférico serie UNIVERSAL

3/8" G Ref. E. 417 (CEOISA)

Spherical valve

Thread: Gas 3/8" (DIN 259)

Harli

P-530



TEST CERTIFICATE N.º 761810 Pg. 1 of 1
CURRENT TRANSFORMER TYPE CTH-420E

ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS, S.A.

Arteche

CUSTOMER: MAXETA (NORUEGA-94)

HIS REFERENCE: 17 328

QUANTITY: 6

TESTS ACCORDING TO STANDARDS: IEC-185

Type: CTH 420E

TECHNICAL DATA

RATIO	3000/5	3000/5	3000/5	3000/5		
PRIMARY TERMINAL MARKINGS	P ₁ -P ₂	V ₁ -P ₂	P ₁ -P ₂	P ₁ -P ₂		
PRIMARY CONNECTION						
THERMAL RATING	60kA-1"					
DYNAMIC RATING	150 kA					
SECOND TERMINAL MARKINGS	1S1-1S2	2S1-2S2	3S1-3S2	4S1-4S2		
RATED OUTPUT	40VA	60VA	60VA	60VA		
CLASS	0,2	5P20	5P20	5P20		
EXTENDED CURRENT RATING	120%	120%	120%	120%		
FACTOR	? $\frac{1}{\sqrt{3}}$					

HIGHEST SYSTEM VOLTAGE: 420 KV.

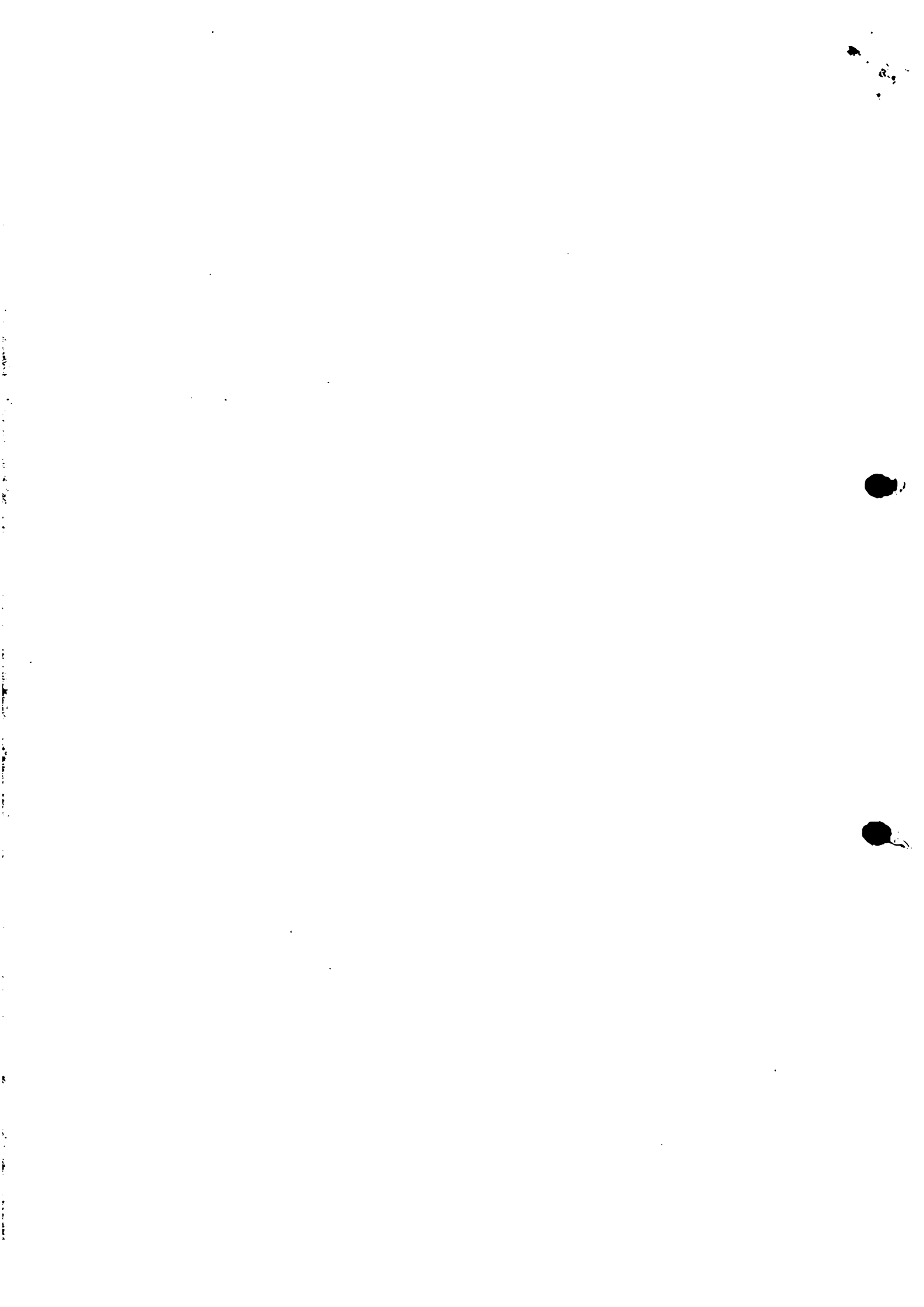
FREQUENCY: 50 Hz.

ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS S.A.

MUNGUIA, 87-6-2

CERTIFIED CORRECT: Jas







ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS S.A.

ROUTINE TESTS

1) Verification of TERMINALS MARKINGS

2) APPLIED TEST VOLTAGE for 1 minute between the terminals of the primary winding connected together and earth:

630,000 V.-50 Hz.

3) APPLIED TEST VOLTAGE for 1 minute between the terminals of the secondary winding connected together and earth:

2000 V.-50 Hz.

4) INTER TURN TEST VOLTAGE applied for 1 minute between the terminals 1S1-1S2, 2S1-2S2, 3S1-3S2, 4S1-4S2 (exciting current 5,5,5,5 A.)

130-350-350-355 V.-50 Hz.

5) Verification of the ACCURACY (see next pages)

6) Verification of the ACCURACY LIMIT FACTOR

SECOND.	R.-75° C	Z	Calculation of the secondary limiting e. m. f.	Value of the exciting current
2S1-2S2	0,493	2,4Ω	$100 \sqrt{(0,493 + 1,92)^2 + 1,44^2} = 280,9V.$	$\leq 0,05 \times 5 \times 20 = 5A.$
3S1-3S2	"	"	"	"
4S1-4S2	"	"	"	"

7) Verification of the INSTRUMENT SECURITY FACTOR

SECOND.	R.-75° C	Z	Calculation of the voltage that shall be applied	Value of the exciting current

8) Partial discharge test : 437 KV. - 10SEC. -
 267 KV. - 1min. < 10 PC.





ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS S.A.

MAGNETISATION TABLE OBTAINED APPLYING A SINUSOIDAL VOLTAGE OF 50 Hz. ON THE SECONDARY AND WITH THE PRIMARY OPEN-CIRCUITED

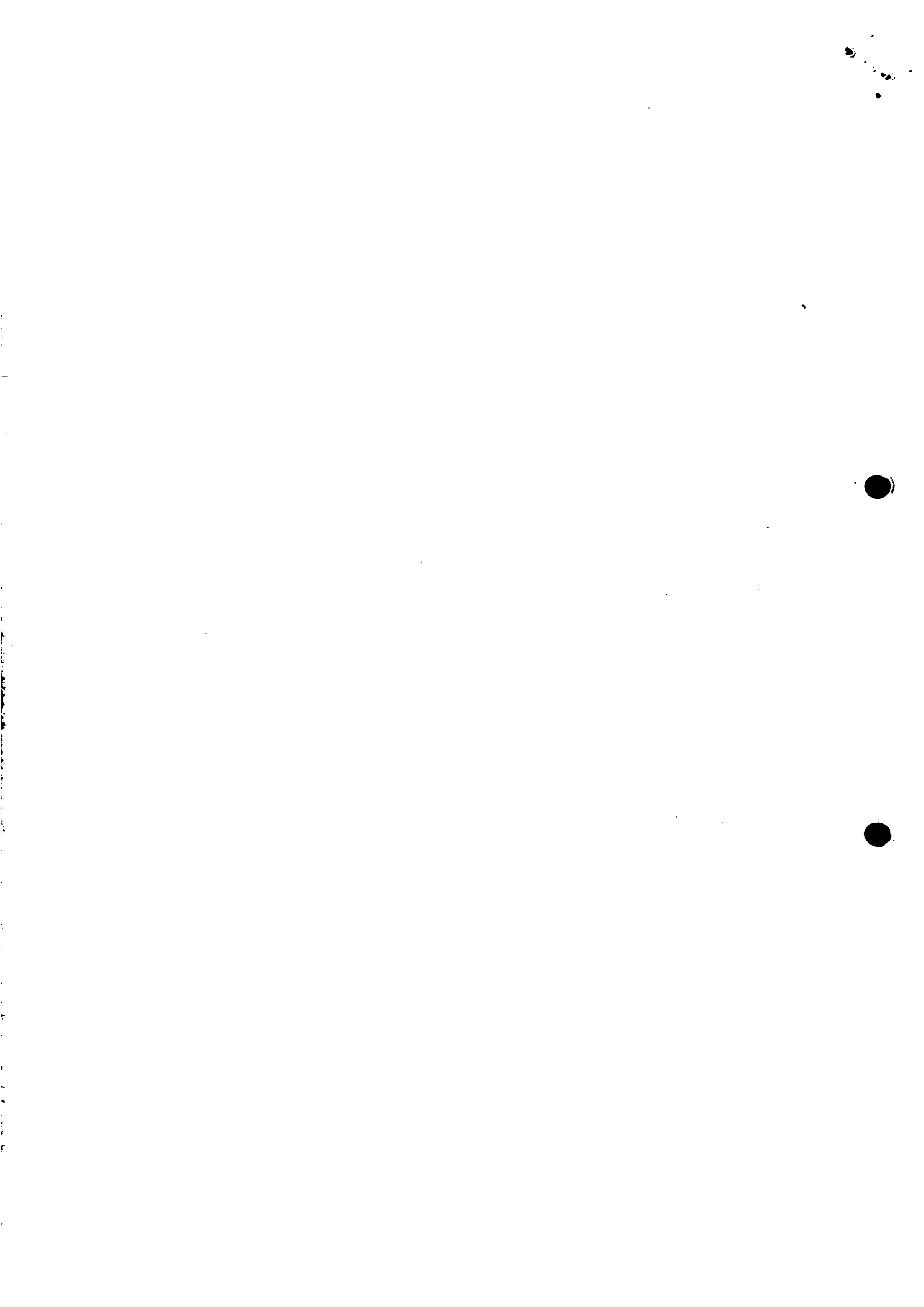
TRANSFORMER N.° 861810/6

SECONDARY 151-182		SECONDARY 211-282		SECONDARY 311-382		SECONDARY 411-482	
V	A	V	A	V	A	V	A
136	20		20		20		20
132	10	360	10	305	10	360	10
130	5	350	5	300	5	305	5
129	2.5	345	2.5	345	2.5	350	2.5
125	1	330	1	330	1	340	1
122	0.5	320	0.5	320	0.5	325	0.5
113	0.2	295	0.2	295	0.2	300	0.2
103	0.1	275	0.1	275	0.1	280	0.1
85	0.05	235	0.05	230	0.05	235	0.05
14	0.01	34	0.01	32	0.01	35	0.01
		Strobot 19.11.04					



ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS, S. A.

Transfo. N.°	Ratio	Termin.	Burden	% of Rated current	± Percentage current error	± Phase displ. in minutes	Magnet. values at 50 Hz.						
							V	A					
861810/1 <i>Stark</i> R07 SSA	3000/5A	N17.12	40VA	120	+0,02	0	280,9	<0,2					
				100	+0,02	0							
			20	-0,08	+2								
			5	-0,25	+6								
			10VA	120	+0,13	0							
				5	-0,03	+3							
			"	"	211-282	60VA			100	-0,08	0	280,9	<0,2
			"	"	381-382	60VA			100	-0,08	0	280,9	<0,2
			"	"	481-482	60VA			100	-0,07	0	280,9	<0,2
			861810/2	3000/5A	15H.12	40VA			120	+0,02	0		
Pinne B7				100	+0,02	+1							
Stark				20	-0,17	+3							
Starkel 19.11.04			10VA	120	+0,12	0							
				5	-0,08	+7							
"	"	211-282	60VA	100	-0,08	0	280,9	<0,2					
"	"	381-382	60VA	100	-0,08	0	280,9	<0,2					
"	"	481-482	60VA	100	-0,08	+1	280,9	<0,2					
861810/3	3000/5A	15H.12	40VA	120	0	0							
Pinne B7				100	-0,02	+2							
Stark				20	-0,10	+2							
Starkel 29.11.04			10VA	120	+0,17	0							
				5	0	+3							
"	"	211-282	60VA	100	-0,08	0	280,9	<0,2					
"	"	381-382	60VA	100	-0,10	+1	280,9	<0,2					
"	"	481-482	60VA	100	-0,10	0	280,9	<0,2					
861810/4	3000/5A	15H.12	40VA	120	+0,03	0							
<i>Stark</i> R07 SSA			40VA	100	+0,03	0	280,9	<0,2					
				20	-0,08	+3							
			5	-0,32	+6								
			10VA	120	+0,17	0							
				5	0	+5							
			"	"	211-282	60VA			100	-0,07	0	280,9	<0,2
			"	"	381-382	60VA			100	-0,07	0	280,9	<0,2
			"	"	481-482	60VA			100	-0,08	0	280,9	<0,2





ELECTROTECNICA ARTECHE HERMANOS, S. A.

Transfo. N.º	Ratio	Termin.	Burden	% of Rated current	± Percentage current error	± Phase displ. in minutes	Magnet. values at 50 Hz.						
							V	A					
861810/5 Mark R17 ss A	3000/5A	K41-42	40VA	120	-0.07	+1							
				100	-0.07	+1							
			20	-0.25	+5								
			5	-0.58	+10								
			10VA	120	+0.07	+1							
				5	-0.10	+8							
			"	"	28-29	60VA			100	-0.08	0	280,9	<0,2
			"	"	38-39	60VA			100	-0.08	0	280,9	<0,2
			"	"	41-42	60VA			100	-0.07	0	280,9	<0,2
			861810/6 Mark B1	3000/5A	K41-42	40VA			120	+0.03	0		
100	+0.02	0											
20	-0.15	+3											
5	-0.33	+6											
10VA	120	+0.13				0							
	5	-0.05				+4							
"	"	28-29				60VA	100	-0.08	0	280,9	<0,2		
"	"	38-39				60VA	100	-0.08	0	280,9	<0,2		
"	"	41-42				60VA	100	-0.07	0	280,9	<0,2		

9.6 Matlabkode for behandling av forsøksdata

9.6.1 Magnetiseringskarakteristikk

```
1  clc
2  clear all
3  close all
4
5  x0000=txt2mat('T0008ALL.CSV');
6  x0001=txt2mat('T0009ALL.CSV');
7  x0002=txt2mat('T0010ALL.CSV');
8  x0003=txt2mat('T0011ALL.CSV');
9  x0004=txt2mat('T0012ALL.CSV');
10 x0005=txt2mat('T0013ALL.CSV');
11 x0006=txt2mat('T0014ALL.CSV');
12 x0007=txt2mat('T0015ALL.CSV');
13 x0008=txt2mat('T0016ALL.CSV');
14 x0009=txt2mat('T0017ALL.CSV');
15 x0010=txt2mat('T0018ALL.CSV');
16 x0011=txt2mat('T0019ALL.CSV');
17
18 %Defining time starting and ending values for the calculations
19 ts=0.01;
20 te=0.05;
21
22
23 %Imports all current waveforms into a matrix
24 I(:,1)=x0000(:,2)*200/10.1;
25 I(:,2)=x0001(:,2)*200/10.1;
26 I(:,3)=x0002(:,2)*200/10.1;
27 I(:,4)=x0003(:,2)*200/10.1;
28 I(:,5)=x0004(:,2)*200/10.1;
29 I(:,6)=x0005(:,2)*200/10.1;
30 I(:,7)=x0006(:,8)/15.1575;
31 I(:,8)=x0007(:,8)/15.1575;
32 I(:,9)=x0008(:,8)/15.1575;
33 I(:,10)=x0009(:,8)/15.1575;
34 I(:,11)=x0010(:,8)/15.1575;
35 I(:,12)=x0011(:,8)/15.1575;
36
37
38
39 %Imports all voltage waveforms into a matrix
40 V(:,1)=x0000(:,4);
41 V(:,2)=x0001(:,4);
```

```

42 V(:,3)=x0002(:,4);
43 V(:,4)=x0003(:,4);
44 V(:,5)=x0004(:,4);
45 V(:,6)=x0005(:,4);
46 V(:,7)=x0006(:,4);
47 V(:,8)=x0007(:,4);
48 V(:,9)=x0008(:,4);
49 V(:,10)=x0009(:,4);
50 V(:,11)=x0010(:,4);
51 V(:,12)=x0011(:,4);
52
53 %Defining the time series
54 tid=x0001(:,1)+0.05;
55 nS = length(tid);
56 lengde=length(V(1,:));
57 displ=0;
58
59 % LP filter
60 Cutoff = 10; % cut-off frequency in kHz
61 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
62 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); % 30 kHz cutoff
63
64 Vfilt=zeros(nS,11);
65 Ifilt=zeros(nS,11);
66 for i=1:lengde
67     Vfilt(:,i) = filtfilt(b,a,V(:,i));
68     Ifilt(:,i) = filtfilt(b,a,I(:,i));
69 end
70
71 % flux-linkage waveform
72 disp('Y')
73 for i=1:lengde
74 Y(:,i)=Integralezerocross(Vfilt(:,i),tid,ts,te,50,displ);
75 end
76
77 %Adjusting the DC-offset to get zero average over one period
78 disp('I')
79 for i=1:lengde
80 Iadj(:,i)=zeroaverage(Ifilt(:,i),tid,ts,te,50,1E-9,displ);
81 Vadj(:,i)=zeroaverage(Vfilt(:,i),tid,ts,te,50,1E-9,displ);
82 Yadj(:,i)=zeroaverage(Y(:,i),tid,ts,te,50,1E-9,displ);
83 end
84
85
86 %Finding the average RMS and the true RMS values of the voltages
87 disp('Finner kalibrert RMS av spenning')

```

```

88 for i=1:lengde
89     Vavg(i)=avgzerocross(Vadj(:,i),tid,ts,te,50);
90     Vrms(i)=rmszerocross(Vadj(:,i),tid,ts,te,50);
91     Irms(i)=rmszerocross(Iadj(:,i),tid,ts,te,50);
92 end
93
94 disp('Finner maksimumsverdier av stroem og fluks')
95 for i=1:lengde
96     Imax(i)=max(Ifilt(:,i));
97     Ypeak(i)=Vavg(i)*sqrt(2)/(2*pi*50);
98 end
99
100 %Finding the flux and current values in the voltage zero crossing
101 for i=1:lengde
102     zerocrossings(i)=findzero(Vfilt(:,i),ts,te);
103     fluksinzero(i)=Y(zerocrossings(i),i);
104     currentinzero(i)=-Ifilt(zerocrossings(i),i)*(-1);
105 end
106
107 %Test protocol data for 1S. Calculating the flux from the voltage.
108 TRS1_V = [13.5 17 17.5 17.8 18.2 18.5 19 19.5 21.5 23.5];
109 TRS1_I = [0.01 0.05 0.1 0.2 0.5 1 2.5 5 10 20];
110 TRS1_Y = TRS1_V *sqrt(2)/(2*pi*50);
111 %Test protocol data for 1S. Calculating the flux from the voltage.
112 TRS2_V = [55 395 450 467 485 490 505 510 515];
113 TRS2_I = [0.01 0.05 0.1 0.2 0.5 1 2.5 5 10];
114 TRS2_Y = TRS2_V *sqrt(2)/(2*pi*50);
115 %Test protocol data for 1S. Calculating the flux from the voltage.
116 TRS3_V = [52 392 445 465 475 490 505 510 515];
117 TRS3_I = [0.01 0.05 0.1 0.2 0.5 1 2.5 5 10];
118 TRS3_Y = TRS3_V *sqrt(2)/(2*pi*50);
119 %Test protocol data for 1S. Calculating the flux from the voltage.
120 TRS4_V = [55 395 445 460 475 487 500 510 515];
121 TRS4_I = [0.01 0.05 0.1 0.2 0.5 1 2.5 5 10];
122 TRS4_Y = TRS4_V *sqrt(2)/(2*pi*50);
123
124 %Calculating the voltage drop across the second winding resistance
125 V_Rs=0.503*100*Imax./(Vavg*sqrt(2));
126 V_Rs'
127
128
129 %Plotting values from the thest protocol and the calculated values
130 figure(1)
131 plot(Imax,Ypeak,'-*',TRS2_I,TRS2_Y,'-o')
132 legend('Maalte verdier','Testprotokoll')
133 xlabel('Toppverdi av stroem [A]','FontSize',12)

```

```

134 ylabel('Toppverdi av fluks [Wb-t]','FontSize',12)
135
136
137 %Plotting voltage, current and flux
138 figure(3)
139 plot(tid, Vadj(:,12), tid, 10*Iadj(:,12),tid, Y(:,12))
140 legend('Spenning','Stroem','Fluks')
141 grid('on')
142
143
144 %Plotting values for current and flux based on the zerocrossing method, and
145 %comparing it to the normal/first method
146 figure(2)
147 plot( Imax, Ypeak,currentinzero, fluksinzero)
148 legend(' (1) ', ' (2) ')
149 grid('on')
150 ylabel('Stroem [A]')
151 xlabel('\phi [Wb-t]')
152
153
154 disp('Imax, Ypeak:')
155 Ilambda(:,1)=Imax;
156 Ilambda(:,2)=Ypeak;
157
158 %Transposing the matrix for import in PSCAD
159 for i=1:lengde
160     Ilambdany(lengde-i+1, 1)=Ilambda(i,1);
161     Ilambdany(lengde-i+1, 2)=Ilambda(i,2);
162 end
163 disp(Ilambdany)
164
165 disp('end')

```


9.6.2 Jerntap og tomgangstap

```
1 clc
2 clear all
3 load('Test31\jerntap');
4 %siden alle tidene er like saa defineres denne serien som tid
5 tid=x0003(:,1)+0.05;
6 nS = length(tid);
7
8 %importerer alle spenninger i en vektor V
9 V(:,1)=x0003(:,4)*0.99685989;
10 V(:,2)=x0004(:,4)*1.00401606;
11 V(:,3)=x0005(:,4)*1.0063737;
12 V(:,4)=x0006(:,4)*0.99748016596;
13
14 lengde=length(V(1,:));
15
16 %importerer alle stroemmer i en vektor I
17 I(:,1)=x0003(:,2)*0.99685989;
18 I(:,2)=x0004(:,2)*1.00401606;
19 I(:,3)=x0005(:,2)*1.0063737;
20 I(:,4)=x0006(:,2)*0.99748016596;
21
22 displ=0;
23
24 % LP filter
25 Cutoff = 10; % kHz
26 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
27 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); % 30 kHz cutoff
28
29 Vfilt=zeros(nS,11);
30 Ifilt=zeros(nS,11);
31 for i=1:lengde
32     Vfilt(:,i) = filtfilt(b,a,V(:,i));
33     Ifilt(:,i) = filtfilt(b,a,I(:,i));
34 end
35
36 %justerer nullpunktet til spenning
37 disp('V')
38 for i=1:lengde
39     Vadj(:,i)=zeroaverage(Vfilt(:,i),tid,-1,1,50,1E-9,displ);
40 end
41
42 %justerer nullpunktet til stroem
43 disp('I')
```

```

44 for i=1:lengde
45 Iadj(:,i)=zeroaverage(Ifilt(:,i),tid,-1,1,50,1E-9,displ);
46 end
47
48
49 for i=1:lengde
50     Vrms(i)=rmszerocross(Vadj(:,i),tid,-1,1,50);
51     Irms(i)=rmszerocross(Iadj(:,i),tid,-1,1,50);
52 end
53
54
55 %Beregner aktiv aktiv effekt og Vrms,Irms,S,P,Q,Rsc,Xsc,Zsc,Goc,Boc,Yoc
56 for i=1:lengde
57 pqosv=activepower(Vfilt(:,i), Ifilt(:,i),tid, -1,1,50,0);
58 P(i)=pqosv(4);
59 end
60 disp('P')
61
62 %Beregner R i kjernen
63 for i=1:lengde
64 R(i)=Vrms(i)*Vrms(i)/P(i);
65 end
66
67 R'
68 Vrms'
69 Irms'
70 P'

```

9.6.3 Kortslutningsimpedans

```
1 clc
2 clear all
3 close all
4 ts=-1;
5 te=1;
6 displ=0;
7 %importerer datafilene
8 Vs1_fluke=txt2mat('S1/F0001CH1.CSV');
9 Vs2_fluke=txt2mat('S2/F0003CH1.CSV');
10 Vs3_fluke=txt2mat('S3/F0002CH1.CSV');%Ja, 3 og 2 skal vaere byttet
11 Vs4_fluke=txt2mat('S4/F0004CH1.CSV');
12 Vp_ragowski=txt2mat('S1/F0001CH2.CSV');
13 Vp1=txt2mat('S1/F0001CH3.CSV');
14 Vp2=txt2mat('S1/F0001CH4.CSV');
15
16 tid=Vs1_fluke(:,1)+0.025;
17 %Sekundaerstroemmer
18 Is1=Vs1_fluke(:,2)*10*1.0633;
19 Is2=Vs2_fluke(:,2)*10*1.0633;
20 Is3=Vs3_fluke(:,2)*10*1.0633;
21 Is4=Vs4_fluke(:,2)*10*1.0633;
22
23
24 Vp_ragowski=Vp_ragowski(:,2)*1.0633;
25 Vp1=Vp1(:,2)*1.0633;
26 Vp2=Vp2(:,2)*1.0633;
27 Vp=Vp2;%Den minste spenningsmaalingen benyttes da denne gir minst fluxbidrag
28
29 % LP filter
30 Cutoff = 4; % kHz. Settes til passende verdi.
31 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
32 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2));
33
34 Is1_filt= filtfilt(b,a,Is1);
35 Is2_filt=filtfilt(b,a,Is2);
36 Is3_filt=filtfilt(b,a,Is3);
37 Is4_filt=filtfilt(b,a,Is4);
38
39
40 Vp_ragowski_filt=filtfilt(b,a,Vp_ragowski);
41 Vp1_filt = filtfilt(b,a,Vp1);
42 Vp2_filt = filtfilt(b,a,Vp2);
43 Vp_filt=filtfilt(b,a,Vp);
```

```

44
45 %justerer nullpunkter
46 Vp1_adj=zeroaverage(Vp1_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
47 Vp2_adj=zeroaverage(Vp2_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
48 Vp_adj=zeroaverage(Vp_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
49 Vp_ragowski_adj=zeroaverage(Vp_ragowski_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
50 Ip=Integralezerocross(Vp_ragowski_adj,tid,ts,te,50,displ)*1000*2*50*pi/0.188;;
51 Ip_adj=zeroaverage(Ip,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
52 Is1_adj=zeroaverage(Is1_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
53 Is2_adj=zeroaverage(Is2_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
54 Is3_adj=zeroaverage(Is3_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
55 Is4_adj=zeroaverage(Is4_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
56
57 %Beregner RMS-verdi av alle spenninger og stroem
58 Vp_rms=rmszerocross(Vp_adj,tid,ts,te,50);
59 Ip_rms=rmszerocross(Ip_adj,tid,ts,te,50);
60 Is1_rms=rmszerocross(Is1_adj,tid,ts,te,50);
61 Is2_rms=rmszerocross(Is2_adj,tid,ts,te,50);
62 Is3_rms=rmszerocross(Is3_adj,tid,ts,te,50);
63 Is4_rms=rmszerocross(Is4_adj,tid,ts,te,50);
64 Is=[Is1_rms Is2_rms Is3_rms Is4_rms];
65
66 %Beregner aktiv aktiv effekt og Vrms, Irms, S, P, Q, Rsc, Xsc, Zsc, Goc, Boc, Yoc
67 plot(Vp1_adj)
68 pqosv=activepower(Vp_adj', Ip_adj,tid, -1,1,50,1);
69 P=pqosv(4);
70 Q=pqosv(5);
71 S=pqosv(3);
72
73
74 %Beregner kortslutningsimpesansen ut fra stroem
75 R=P/(Ip_rms*Ip_rms);
76 X=Q/(Ip_rms*Ip_rms);
77 Z=sqrt(R^2+X^2);
78 fasevinkel=acos(P/S)*180/pi
79 disp('Spenning primaerside RMS')
80 Vp_rms
81 disp('Stroem primaerside RMS')
82 Ip_rms
83 disp('Totalt effekttap P')
84 P
85 disp('Totalt reaktiv effektomsetning Q')
86 Q
87 disp('Total resistans (Rp+Rs) ref. primaersiden')
88 R
89 disp('Total induktans X ref. primaersiden')

```

```

90 X
91 disp('Total impedans Z ref. primaersiden')
92 Z
93 disp('Stroem i sekundaerviklingene 1S, 2S, 3S og 4S')
94 Is'
95
96
97 [AX,H1,H2] = plotyy(tid*1000,Vp_adj, tid*1000, Ip_adj, 'plot');
98 %legend('Primaerspenning','Primaerstroem')
99
100 xlabel('Tid [ms]')
101 %Setter navn aksene og bestemmer fargen til navnene
102 set(get(AX(1), 'Ylabel'), 'String', 'Spenning primaerside [V]', 'color', 'r')
103 set(get(AX(2), 'Ylabel'), 'String', 'Stroem primaerside [A]', 'color', 'b')
104
105 %Endrer farger paa akser
106 set(AX(1), 'YColor', 'r')
107 set(AX(2), 'YColor', 'b')
108     %Endrer farge paa grafene
109     set(H1, 'color', ' r')
110 set(H2, 'color', 'b')
111 %Omdefinerer yaksen for de to dataseriene
112 %set(H1, 'ALimMode', 'tight')
113 %set(H2, 'ALimMode', 'tight')
114
115 %set(AX(1), 'YTick', [-150 -100 -50 0 50 100 150])
116 %set(AX(2), 'YTick', [-2500 -2000 -1500 -1000 -500 0 500 1000 1500 2000 2500])
117 %Omdefinerer xaksen for de to dataseriene
118 %set(AX(1), 'XTickLabel', [0 10 20 30 40 50])
119 %set(AX(2), 'XTickLabel', [0 10 20 30 40 50])
120
121 %fjerner tick marks til venstre graf paa hoeyre side
122 set(AX(1), 'box', 'off')
123
124 plot(tid*1000,Vp1_filt,tid*1000,Vp2_filt)
125 legend('Vp1', 'Vp2')
126 xlabel('Tid [ms]')
127 ylabel('Spenning [V]')

```

9.6.4 Kortslutningstest

```
1 clc
2 clear all
3 close all
4 %Input Nivaa 0-10
5 %CH1=Sekundaerstroem fra LEM med 10.12ohms byrde
6 %CH2=Primaerstroem fra Ragowski med omsetning 0,188V/kA
7 %CH3=Spenning over byrde med diffprobe x200
8 %CH4=Spenning over shuntmotstand 1,5A 50mV Nivaa 10 og 9. 75A 50mV Nivaa
9 %8,7,6,5,4,3,2. 300A 60mV for nivaa 1 og 0.
10 %Nivaa 0 maa spenningen fra ragowski multipliseres med 10 pga probe.
11
12 simulering=txt2mat('simulering_nivaa1.csv');
13 simulering=simulering;
14
15 %importerer datafilene
16 S2=txt2mat('Nivaa1.CSV');
17
18 %Isolerer det akutte signalet ved aa avgrense vektorene.
19 %For nivaa 10 og 9
20 %START=15000;
21 %STOPP=74000;
22 %shunt=(0.05/1.5);
23
24 %For nivaa ,6,7,8
25 %START=46000;
26 %STOPP=100000;
27 %shunt = (0.05/75);
28
29 %For nivaa 3,4,5
30 %START=15000;
31 %STOPP=74000;
32 shunt = (0.05/75);
33
34 %For nivaa 2
35 %START=15000;
36 %STOPP=68000;
37 %shunt = (0.05/75);
38
39 %FOR NIVaa 1 OG 0 SETTES
40 START=10000
41 STOPP=25000
42 %shunt =(0.06/300);
43
```

```

44 %siden alle tidene er like saa defineres denne serien som tid
45 tid=S2(:,1)+0.1;
46 nS = length(tid);
47
48 %Imprterer stroem fra Lem-shunt paa sekundaersiden
49 Vs=S2(:,2);
50
51 %importerer spenning fra Ragowski-spolen
52 Vp=S2(:,4);
53
54 %importerer spenning paa sekundaerside
55 Vb=-S2(:,6)*200;
56
57 %importerer spenning over shunt
58 Vshunt=-S2(:,8);
59
60 displ=0;
61
62 % Filtrerer alle inngangene med LP-filter
63 Cutoff = 10; % kHz
64 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
65 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); % 30 kHz cutoff
66 Vfilt=zeros(nS,11);
67 Ifilt=zeros(nS,11);
68
69 Vb_filt = filtfilt(b,a,Vb);
70 Vp_filt = filtfilt(b,a,Vp);
71 Vs_filt = filtfilt(b,a,Vs);
72 Vshunt_filt = filtfilt(b,a,Vshunt);
73
74 %Avgrens dataene manuelt ut fra
75 nullpunkt=findallzeros(Vp_filt,START,STOPP); %finder plasseringen til alle nullpunk
76 antallperioder=length(nullpunkt);
77 ts=tid(nullpunkt(antallperioder-3)); %beregner ts og te til aa isolere de siste to
78 te=tid(nullpunkt(antallperioder-1));
79
80 %Justerer nullpunktet til spenningene ut fra maksimum og minimum amplitude
81 %i intervallet ts-te
82 disp('Vb_filt')
83 Vb_adj=centeramplitude(Vb_filt,tid,ts,te,0.0000001);
84 disp('Vp_filt justeres med zeroaverage')
85 Vp_adj=zeroaverage(Vp_filt,tid,ts,te,50,0.0000001,displ);
86 disp('Vs_filt')
87 Vs_adj=centeramplitude(Vs_filt,tid,ts,te,0.0000001);
88 disp('Vshunt_filt')
89 Vshunt_adj=centeramplitude(Vshunt_filt,tid,ts,te,0.0001);

```

```

90
91 %Regner om spenningene paa primaer og sekundaer til stroem
92 Ip_adj=Integralezerocross(Vp_adj,tid,ts,te,50,displ)*1000*2*50*pi/0.188;
93 disp('Justerer Ip')
94 %Ip_adj=Ip_adj';
95 Ip_adj=centeramplitude(Ip_adj,tid,ts,te,0.0000001);
96 Is_adj=Vs_adj*(2000/10.12);
97 Ishunt_adj=Vshunt_adj/shunt;
98
99 %Beregner RMS-verdier
100 disp('Beregner Vb_rms')
101 Vb_rms=rmszerocross(Vb_adj,tid,ts,te,50);
102 disp('Beregner Vp_rms')
103 Vp_rms=rmszerocross(Vp_adj,tid,ts,te,50);
104 disp('Beregner Ip_rms')
105 Ip_rms=rmszerocross(Ip_adj,tid,ts,te,50);
106 disp('Beregner Is_rms')
107 Is_rms=rmszerocross(Is_adj,tid,ts,te,50);
108 disp('Beregner Ishunt_rms')
109 Ishunt_rms=rmszerocross(Ishunt_adj,tid,ts,te,50);
110
111 %Beregner momentanverdi for feilstroemmen Ie
112 I_e_Is=300*Is_adj-Ip_adj;
113 I_e_Ishunt=300*Ishunt_adj-Ip_adj;
114
115 %Beregner composite error
116 disp('Beregner Composite error')
117 Ec_Is=100/Ip_rms*rmszerocross(I_e_Is,tid,ts,te,50);
118 Ec_Ishunt=100/Ip_rms*rmszerocross(I_e_Ishunt,tid,ts,te,50);
119 %Beregner RMS error
120 disp('Beregner E_rms')
121 E_rms_Is=100*(Ip_rms-Is_rms*300)/Ip_rms;
122 E_rms_shunt=100*(Ip_rms-Ishunt_rms*300)/Ip_rms;
123 %Beregner faseskift i grader for Is
124 pqosv=activepower(Ip_adj, 300*Is_adj,tid,ts,te,50,displ);
125 P=pqosv(4);
126 S=pqosv(3);
127 if P<S
128     faseskift_Is=acos(P/S)*180/pi;
129 else
130     faseskift_Is=acos(S/P)*180/pi;
131 end
132 %Beregner faseskift i grader for Ishunt
133 pqosv=activepower(Ip_adj, Ishunt_adj,tid,ts,te,50,displ);
134 P=pqosv(4);
135 S=pqosv(3);

```



```

136 if P<S
137 faseskift_Ishunt=acos(P/S)*180/pi;
138 else
139     faseskift_Ishunt=acos(S/P)*180/pi;
140 end
141
142 %Beregner maksimalverdier av stroem
143 Ip_max=findmax(Ip_adj,tid,ts,te);
144 Is_max=findmax(Is_adj,tid,ts,te);
145 Ishunt_max=findmax(Ishunt_adj,tid,ts,te);
146
147 disp('Ip_rms')
148 disp(Ip_rms)
149 disp('Ip_max')
150 disp(Ip_max)
151 disp('Ishunt_max x 300')
152 disp(Ishunt_max*300)
153 disp('Ishunt_rms x 300')
154 disp(Ishunt_rms*300)
155 disp('Is_rms x 300')
156 disp(Is_rms*300);
157 disp('Is_max x 300')
158 disp(Is_max*300);
159 disp('Composite error fra Is %')
160 disp(Ec_Is)
161 disp('Error RMS-verdi i % fra Is')
162 disp(E_rms_Is)
163 disp('Faseskift i grader fra Is')
164 disp(faseskift_Is)
165 disp('Composite error fra Ishunt %')
166 disp(Ec_Ishunt)
167 disp('Error RMS-verdi i % fra Ishunt')
168 disp(E_rms_shunt)
169 disp('Faseskift i grader fra Ishunt')
170 disp(faseskift_Ishunt)
171
172 resultat=[R X L Ip_rms Ip_max Ishunt_max*300 Ishunt_rms*300 Is_rms*300 Is_max*300 E
173
174 % Beregner fluks som integralet av spenning paa sekundaersiden
175 Vb_fluks=zeroaverage(Vb,tid,-1,1,50,0.0000000001,0);
176 fluks=Integralezerocross(Vb_fluks,tid,ts,te,50,0);

```

9.6.5 Varierende strøm, byrde = 135 Ω

```
1 clc
2 clear all
3 close all
4 ts=-1;
5 te=1;
6 %Importerer simuleringene for sammenligning
7 simulering=txt2mat('simulering1065A.csv');
8 simulering=simulering*1000;
9
10 %importerersekundaersiden
11 X=txt2mat('ALL0014/F0014CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
12 tid=X(:,1)+0.05;
13 Vlem(:,1)=X(:,2);
14 X=txt2mat('ALL0015/F0015CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
15 Vlem(:,2)=X(:,2);
16 X=txt2mat('ALL0016/F0016CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
17 Vlem(:,3)=X(:,2);
18 X=txt2mat('ALL0017/F0017CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
19 Vlem(:,4)=X(:,2);
20 X=txt2mat('ALL0018/F0018CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
21 Vlem(:,5)=X(:,2);
22 X=txt2mat('ALL0019/F0019CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
23 Vlem(:,6)=X(:,2);
24
25 X=txt2mat('ALL0014/F0014CH2.CSV');
26 Vp_ragowski(:,1)=X(:,2);
27 X=txt2mat('ALL0015/F0015CH2.CSV');
28 Vp_ragowski(:,2)=X(:,2);
29 X=txt2mat('ALL0016/F0016CH2.CSV');
30 Vp_ragowski(:,3)=X(:,2);
31 X=txt2mat('ALL0017/F0017CH2.CSV');
32 Vp_ragowski(:,4)=X(:,2);
33 X=txt2mat('ALL0018/F0018CH2.CSV');
34 Vp_ragowski(:,5)=X(:,2);
35 X=txt2mat('ALL0019/F0019CH2.CSV');
36 Vp_ragowski(:,6)=X(:,2);
37
38 X=txt2mat('ALL0014/F0014CH4.CSV');
39 Vb(:,1)=X(:,2);
40 X=txt2mat('ALL0015/F0015CH4.CSV');
41 Vb(:,2)=X(:,2);
42 X=txt2mat('ALL0016/F0016CH4.CSV');
43 Vb(:,3)=X(:,2);
```

```

44 X=txt2mat('ALL0017/F0017CH4.CSV');
45 Vb(:,4)=X(:,2);
46 X=txt2mat('ALL0018/F0018CH4.CSV');
47 Vb(:,5)=X(:,2);
48 X=txt2mat('ALL0019/F0019CH4.CSV');
49 Vb(:,6)=X(:,2);
50
51 X=txt2mat('ALL0014/F0014CH3.CSV');
52 Vfluke(:,1)=-X(:,2);
53 X=txt2mat('ALL0015/F0015CH3.CSV');
54 Vfluke(:,2)=-X(:,2);
55 X=txt2mat('ALL0016/F0016CH3.CSV');
56 Vfluke(:,3)=-X(:,2);
57 X=txt2mat('ALL0017/F0017CH3.CSV');
58 Vfluke(:,4)=-X(:,2);
59 X=txt2mat('ALL0018/F0018CH3.CSV');
60 Vfluke(:,5)=-X(:,2);
61 X=txt2mat('ALL0019/F0019CH3.CSV');
62 Vfluke(:,6)=-X(:,2);
63
64 displ=0;
65 lengde=length(Vlem(1,:));
66
67 % LP filter
68 Cutoff = 4; % kHz
69 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
70 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); %
71
72 for i=1:lengde
73 Vlem_filt(:,i) = filtfilt(b,a,Vlem(:,i));
74 Vp_ragowski_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vp_ragowski(:,i));
75 Vb_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vb(:,i));
76 Vfluke_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vfluke(:,i));
77 end
78
79 %justerer nullpunktene til spenningene
80 for i=1:lengde
81 Vlem_adj(:,i)=zeroaverage(Vlem_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
82 Vp_adj(:,i)=zeroaverage(Vp_ragowski_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
83 Vb_adj(:,i)=zeroaverage(Vb_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
84 Vfluke_adj(:,i)=zeroaverage(Vfluke_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
85 end
86
87 %Regner om til stroem
88 for i=1:lengde
89 Is_adj(:,i)=Vlem_adj(:,i)*2000/(10.1*10); %omsetning 1:2000 byrde 10,1ohm og 10turn

```

```

90 Ip_adj(:,i)=Integralezerocross(Vp_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ)*1000*2*50*pi/0.188;
91 Ifluke_adj(:,i)=Vfluke_adj(:,i)*1000;
92 end
93
94 %Beregner RMS-verdi av alle spenninger og stroem
95 for i=1:lengde
96 Ip_rms(:,i)=rmszerocross(Ip_adj(:,i),tid,-1,1,50);
97 Is_rms(:,i)=rmszerocross(Is_adj(:,i),tid,-1,1,50);
98 Vfluke_rms(:,i)=rmszerocross(Ifluke_adj(:,i),tid,-1,1,50);
99 Vb_rms(:,i)=rmszerocross(Vb_adj(:,i),tid,-1,1,50);
100 end
101
102 %Beregner momentanverdi for feilstroemmen Ie
103 for i=1:lengde
104 I_e(:,i)=Ip_adj(:,i)-300*Is_adj(:,i);
105 end
106
107 %Beregner composite error
108 disp('Beregner Composite error')
109 for i=1:lengde
110 Ec(:,i)=100/Ip_rms(:,i)*rmszerocross(I_e(:,i),tid,ts,te,50);
111 end
112
113 %Beregner RMS error
114 disp('Beregner E_rms')
115 for i=1:lengde
116 E_rms(:,i)=100*(Ip_rms(:,i)-Is_rms(:,i)*300)/Ip_rms(:,i);
117 end
118
119 %Beregner stoerrelsen paa byrden
120 for i=1:lengde
121 pqosvbyrde=activepower(Vb_adj(:,i),Is_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ);
122 P(:,i)=pqosvbyrde(4);
123 Q(:,i)=pqosvbyrde(5);
124 R(:,i)=P(:,i)/(Is_rms(:,i)*Is_rms(:,i));
125 X(:,i)=Q(:,i)/(Is_rms(:,i)*Is_rms(:,i));
126 end
127
128 %Beregner faseskift i grader for Is
129 for i=1:lengde
130 pqosv=activepower(Ip_adj(:,i),300*Is_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ);
131 P(:,i)=pqosv(4);
132 S(:,i)=pqosv(3);
133 if P(:,i)<S(:,i)
134 faseskift(:,i)=acos(P(:,i)/S(:,i))*100;
135 else

```

```
136     faseskift(:,i)=acos(S(:,i)/P(:,i))*100;
137 end
138 end
139
140 disp('Faseskift i centiradianer')
141 disp(faseskift)
142 disp('composite errori %')
143 disp(Ec)
144 disp('RMS-verdi error i %')
145 disp(E_rms)
```

9.6.6 Fast strøm = 1500 A, varierende stor byrde

```
1 clc
2 clear all
3 close all
4 ts=-1;
5 te=1;
6 simuleringTP=txt2mat('simulering/105ohm1500ATP.csv');
7 simuleringMalt=txt2mat('simulering/105ohm1500AMalt.csv');
8 simuleringTP=simuleringTP*1000;
9 simuleringMalt=simuleringMalt*1000;
10
11 %importerer sekundaersiden
12 X=txt2mat('ALL0009/F0009CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
13 tid=X(:,1)+0.05;
14 Vlem(:,1)=X(:,2);
15 X=txt2mat('ALL0010/F0010CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
16 Vlem(:,2)=X(:,2);
17 X=txt2mat('ALL0011/F0011CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
18 Vlem(:,3)=X(:,2);
19 X=txt2mat('ALL0012/F0012CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
20 Vlem(:,4)=X(:,2);
21 X=txt2mat('ALL0013/F0013CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
22 Vlem(:,5)=X(:,2);
23
24 X=txt2mat('ALL0009/F0009CH2.CSV');
25 Vp_ragowski(:,1)=X(:,2);
26 X=txt2mat('ALL0010/F0010CH2.CSV');
27 Vp_ragowski(:,2)=X(:,2);
28 X=txt2mat('ALL0011/F0011CH2.CSV');
29 Vp_ragowski(:,3)=X(:,2);
30 X=txt2mat('ALL0012/F0012CH2.CSV');
31 Vp_ragowski(:,4)=X(:,2);
32 X=txt2mat('ALL0013/F0013CH2.CSV');
33 Vp_ragowski(:,5)=X(:,2);
34
35 X=txt2mat('ALL0009/F0009CH4.CSV');
36 Vb(:,1)=-X(:,2)*200;
37 X=txt2mat('ALL0010/F0010CH4.CSV');
38 Vb(:,2)=-X(:,2)*200;
39 X=txt2mat('ALL0011/F0011CH4.CSV');
40 Vb(:,3)=-X(:,2)*200;
41 X=txt2mat('ALL0012/F0012CH4.CSV');
42 Vb(:,4)=-X(:,2)*200;
43 X=txt2mat('ALL0013/F0013CH4.CSV');
```

```

44 Vb(:,5)=-X(:,2)*200;
45
46 X=txt2mat('ALL0009/F0009CH3.CSV');
47 Vfluke(:,1)=-X(:,2);
48 X=txt2mat('ALL0010/F0010CH3.CSV');
49 Vfluke(:,2)=-X(:,2);
50 X=txt2mat('ALL0011/F0011CH3.CSV');
51 Vfluke(:,3)=-X(:,2);
52 X=txt2mat('ALL0012/F0012CH3.CSV');
53 Vfluke(:,4)=-X(:,2);
54 X=txt2mat('ALL0013/F0013CH3.CSV');
55 Vfluke(:,5)=-X(:,2);
56
57 displ=0;
58 lengde=length(Vlem(1,:));
59 lengde=4;
60
61 % LP filter
62 Cutoff = 3; % kHz
63 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
64 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); %
65
66 for i=1:lengde
67 Vlem_filt(:,i) = filtfilt(b,a,Vlem(:,i));
68 Vp_ragowski_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vp_ragowski(:,i));
69 Vb_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vb(:,i));
70 Vfluke_filt(:,i)=filtfilt(b,a,Vfluke(:,i));
71 end
72
73 %justerer nullpunktene til spenningene
74 for i=1:lengde
75 Vlem_adj(:,i)=zeroaverage(Vlem_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
76 Vp_adj(:,i)=zeroaverage(Vp_ragowski_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
77 Vb_adj(:,i)=zeroaverage(Vb_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
78 Vfluke_adj(:,i)=zeroaverage(Vfluke_filt(:,i),tid,ts,te,50,0.00001,displ);
79 end
80
81 %Regner om til stroem
82 for i=1:lengde
83 Is_adj(:,i)=Vlem_adj(:,i)*2000/(10.1*10); %omsetning 1:2000 byrde 10,1ohm og 10turn
84 Ip_adj(:,i)=Integralezerocross(Vp_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ)*1000*2*50*pi/0.189;
85 Ifluke_adj(:,i)=Vfluke_adj(:,i)*1000;
86 end
87
88 %Justerer alle stroemmene til noeyaktig 1500A
89 for i=1:lengde

```

```

90     toppverdi(i)=max(Ip_adj(:,i))
91     differanse(i)=sqrt(2)*1500-toppverdi(i);
92     korreksjonsfaktor(i)=differanse(i)/(1500*sqrt(2))+1;
93
94     Is_adj(:,i)=Is_adj(:,i)*korreksjonsfaktor(i);
95     Ip_adj(:,i)=Ip_adj(:,i)*korreksjonsfaktor(i);
96     Vb_adj(:,i)=Vb_adj(:,i)*korreksjonsfaktor(i);
97     Ifluke_adj(:,i)=Ifluke_adj(:,i)*korreksjonsfaktor(i);
98 end
99
100 %Beregner RMS-verdi av alle spenninger og stroem
101 for i=1:lengde
102 Ip_rms(:,i)=rmszerocross(Ip_adj(:,i),tid,-1,1,50);
103 Is_rms(:,i)=rmszerocross(Is_adj(:,i),tid,-1,1,50);
104 Vfluke_rms(:,i)=rmszerocross(Ifluke_adj(:,i),tid,-1,1,50);
105 Vb_rms(:,i)=rmszerocross(Vb_adj(:,i),tid,-1,1,50);
106 end
107
108 %Beregner momentanverdi for feilstroemmen Ie
109 for i=1:lengde
110 I_e(:,i)=300*Is_adj(:,i)-Ip_adj(:,i);
111 end
112
113 %Beregner composite error
114 disp('Beregner Composite error')
115 for i=1:lengde
116 Ec(:,i)=100/Ip_rms(:,i)*rmszerocross(I_e(:,i),tid,ts,te,50);
117 end
118
119 %Beregner RMS error
120 disp('Beregner E_rms')
121 for i=1:lengde
122 E_rms(:,i)=100*(Ip_rms(:,i)-Is_rms(:,i)*300)/Ip_rms(:,i);
123 end
124
125 %Beregner stoerrelsen paa byrden
126 for i=1:lengde
127 pqosvbyrde=activepower(Vb_adj(:,i),Is_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ);
128 P(:,i)=pqosvbyrde(4);
129 Q(:,i)=pqosvbyrde(5);
130 R(:,i)=P(:,i)/(Is_rms(:,i)*Is_rms(:,i));
131 imp(:,i)=Q(:,i)/(Is_rms(:,i)*Is_rms(:,i));
132 end
133
134 %Beregner faseskift i grader for Is
135 for i=1:lengde

```



```

136 pqosv=activepower(Ip_adj(:,i), 300*Is_adj(:,i),tid,ts,te,50,displ);
137 P(:,i)=pqosv(4);
138 S(:,i)=pqosv(3);
139 if P(:,i)<S(:,i)
140     faseskift(:,i)=acos(P(:,i)/S(:,i))*100;
141 else
142     faseskift(:,i)=acos(S(:,i)/P(:,i))*100;
143 end
144 end
145
146 disp('Faseskift i centiradianer')
147 disp(faseskift)
148 disp('composite errori %')
149 disp(Ec)
150 disp('RMS-verdi error i %')
151 disp(E_rms)

```

9.6.7 Stasjonær drift. Nøyaktighetstest

```
1 clc
2 clear all
3 close all
4 ts=-1;
5 te=1;
6
7 %importerer datafilene
8 Vlem=txt2mat('3000A/F0007CH1.CSV'); %Lem-shunt paa kjerne 2S
9 Vp_ragowski=txt2mat('3000A/F0007CH2.CSV'); %Spennning fra ragowski paa primaersiden
10 Vb=txt2mat('3000A/F0007CH3.CSV'); %Spennning over byrde
11
12 tid=Vlem(:,1)+0.025;
13
14 Vlem=Vlem(:,2)*0.998336
15 Vp_ragowski=Vp_ragowski(:,2)*0.998336
16 Vb=Vb(:,2)*200*0.998336
17 displ=0;
18 %Byrde2,4
19 %3000A kompenseres med faktor 0.998336
20 %1500A komkompenseres med faktor 1.0224
21 %100A komkompenseres med faktor 0.9232
22
23 % LP filter
24 Cutoff = 4; % kHz
25 SampFreq = 1/(tid(2)-tid(1)); % Hz
26 [b,a] = butter(3 , Cutoff*1000/(SampFreq/2)); %
27
28 Vlem_filt = filtfilt(b,a,Vlem);
29 Vp_ragowski_filt=filtfilt(b,a,Vp_ragowski);
30 Vb_filt=filtfilt(b,a,Vb);
31
32 %justerer nullpunktene til spenningene
33 Vlem_adj=zeroaverage(Vlem_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
34 Vp_adj=zeroaverage(Vp_ragowski_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
35 Vb_adj=zeroaverage(Vb_filt,tid,ts,te,50,0.00001,displ);
36
37 %Regner om til stroem
38 Is_adj=Vlem_adj*2000/(10.1*10); %omsetning 1:2000 byrde 10,1ohm og 10turns gjennom L
39 Ip_adj=Integralezerocross(Vp_adj,tid,ts,te,50,displ)*1000*2*50*pi/0.188;
40
41 %Beregner RMS-verdi av alle spenninger og stroem
42 Ip_rms=rmszerocross(Ip_adj,tid,-1,1,50);
43 Is_rms=rmszerocross(Is_adj,tid,-1,1,50);
```

```

44 Vb_rms=rmszerocross(Vb_adj,tid,-1,1,50);
45
46 %Beregner momentanverdi for feilstroemmen Ie
47 I_e=300*Is_adj-Ip_adj';
48
49 %Beregner composite error
50 disp('Beregner Composite error')
51 Ec=100/Ip_rms*rmszerocross(I_e,tid,ts,te,50);
52
53 %Beregner RMS error
54 disp('Beregner E_rms')
55 E_rms=100*(Ip_rms-Is_rms*300)/Ip_rms;
56
57 %Beregner stoerrelsen paa byrden
58 pqosvbyrde=activepower(Vb_adj,Is_adj,tid,ts,te,50,displ);
59 P=pqosvbyrde(4);
60 Q=pqosvbyrde(5);
61 R=P/(Is_rms*Is_rms)
62 X=Q/(Is_rms*Is_rms)
63
64 %Beregner faseskift i grader for Is
65 pqosv=activepower(Ip_adj', 300*Is_adj,tid,ts,te,50,displ);
66 P=pqosv(4);
67 S=pqosv(3);
68 if P<S
69 faseskift=acos(P/S)*100;
70 else
71     faseskift=acos(S/P)*100;
72 end
73
74 disp('Faseskift i centiradianer')
75 disp(faseskift)
76 disp('composite errori %')
77 disp(Ec)
78 disp('RMS-verdi error i %')
79 disp(E_rms)
80 plot(tid*1000,Is_adj*300,tid*1000,Ip_adj)
81 axis([10 30 -max(Ip_adj)*1.1 max(Ip_adj)*1.1])
82 legend('Is x 300', 'Ip')
83 xlabel('Tid [ms]');
84 ylabel('Stroem [A]');

```

Referanser

- [1] U.D. Annakkage, P.G. McLaren, E. Dirks, R.P. Jayasinghe, and A.D. Parker. A current transformer model based on the Jiles-Atherton theory of ferromagnetic hysteresis. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, 15(1):57–61, Jan 2000.
- [2] J.R. Lucas, P.G. McLaren, W.W.L. Keerthipala, and R.P. Jayasinghe. Improved simulation models for current and voltage transformers in relay studies. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, 7(1):152–159, Jan 1992.
- [3] ABB. Instrument transformers application guide. Website, 2011. [http://www05.abb.com/global/scot/scot245.nsf/veritydisplay/325464c670793546c125765b0038faa1/\\$file/1HSM%209543%2040-00en%20IT%20Application%20Guide%20Ed3.pdf](http://www05.abb.com/global/scot/scot245.nsf/veritydisplay/325464c670793546c125765b0038faa1/$file/1HSM%209543%2040-00en%20IT%20Application%20Guide%20Ed3.pdf).
- [4] Artech. Introduction to instrument transformers. Website, 2011. [http://www.artech.com/artech/html/pdfs/47/5_Introduccion%20a%20los%20transformadores%20de%20medida%20\(ES-EN\).pdf](http://www.artech.com/artech/html/pdfs/47/5_Introduccion%20a%20los%20transformadores%20de%20medida%20(ES-EN).pdf).
- [5] Bjørn Gustavsen og Thor Henriksen. Modellering av strømtransformatorer tilpasset EMTDC, 1998. Teknisk rapport SINTEF. TRF4855.
- [6] Susan Riedel James W. Nilsson. *Electric Circuits Edition 8*.
- [7] NORSK ELEKTROTEKNISK KOMITE. NEK IEC 60044-6 instrument-transformatorer del 6: Krav til beskyttende strømtransformatorer for transient bruk. Norm, 1999. Norsk elektroteknisk norm. Engelsk versjon.
- [8] NORSK ELEKTROTEKNISK KOMITE. NEK IEC 60044-1 utgave 1.2 instrument transformers part 1: Current transformers. Norm, 2003. Norwegian electrotechnical publication. Engelsk/fransk versjon.
- [9] Øyvind Grøn. Hysterese. Store Norske Leksikon, 2012.
- [10] L. Chua and K. Stromsmoe. Lumped-circuit models for nonlinear inductors exhibiting hysteresis loops. *Circuit Theory, IEEE Transactions on*, 17(4):564–574, Nov 1970.
- [11] Thor Henriksen Bjørn Gustavsen. Modellering av strømtransformator tilpasset EMTDC. Teknisk Rapport SINTEF Energiforskning AS, 1998.

- [12] Nicola Chiesa. Development of TPY and TPZ type CT model for use in PSCAD v4.2. Project Memo, 2011.
- [13] R.P. Jajasinghe and P.G. McLaren. Transformer core models based on the Jiles-Atherton algorithm. In *WESCANEX 97: Communications, Power and Computing. Conference Proceedings., IEEE*, pages 121 –125, May 1997.
- [14] J. Izydorczyk. Simulation of soft magnetic materials by SPICE. In *Electrotechnical Conference, 2006. MELECON 2006. IEEE Mediterranean*, pages 141 –144, May 2006.
- [15] U.D. Annakkage, P.G. McLaren, E. Dirks, R.P. Jayasinghe, and A.D. Parker. A current transformer model based on the Jiles-Atherton theory of ferromagnetic hysteresis. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, 15(1):57 –61, Jan 2000.
- [16] Jiles, D.C., J.B. Thoenke, and M.K. Devine. Numerical determination of hysteresis parameters for the modeling of magnetic properties using the theory of ferromagnetic hysteresis. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 28(1):27 –35, Jan 1992.
- [17] J. Rohan Lucas. Representation of magnetisation curves over a wide region using a non-integer power series. *IJEEE Manchester U.P. UK*, 25(4):335–340, 1988.
- [18] Arne Nysven. *Power Transformers*. 2011.
- [19] Artech. Current transformers oil-paper insulated up to 765kv. Website, 2011. [http://www.artech.com/artech/html/pdfs/47/5_Intensidad%20\(ES-EN\).pdf](http://www.artech.com/artech/html/pdfs/47/5_Intensidad%20(ES-EN).pdf).
- [20] Nicola Chiesa. Matlabprosedyrer for behandling av måledata. Beregning av RMS-verdi, fjerning av DC-offset, beregne aktiv og reaktiv effekt.
- [21] John J. Grainger and JR William D.Stevenson. *Power System Analysis*. 1994. International Editions.
- [22] Forsker ved SINTEF Energi Trondheim Nicola Chiesa. Kommunikasjon.
- [23] Draka. Teknisk håndbok, kraftkabel. www.draka.no, 2003. 4. utgave.

- [24] Bruce A. Mork, Francisco Gonzalez, Dmitry Ishchenko, Don L. Stuehm, and Joydeep Mitra. Hybrid transformer model for transient simulation —part II: Laboratory measurements and benchmarking. *Power Delivery, IEEE Transactions on*, 22(1):256–262, Jan. 2007.